

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



1957

ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

10

СОДЕРЖАНИЕ

С. М. Гортинский и И. А. Сыромятников — Электроэнергетику — на новую ступень	1
И. А. Глебов и В. Е. Каштелян — О повышении динамической устойчивости дальних электропередач до уровня статической	5
Н. Н. Тиходеев — К расчету начальных напряжений общей короны линий постоянного тока	12
В. А. Козлов — К теории городских распределительных электросетей	19
В. И. Бочаров — Анализ надежности систем электроснабжения глубоких угольных шахт	25
Н. М. Дмитриев — О некоторых закономерностях аварийности электрических машин	29
Н. П. Куницкий — Оптимальная кривая тока двигателя при усилении потока в электроприводе с электромашинным управлением	34
Н. А. Карш — „Опрокидывание“ тока в одной из цепей двигателя последовательного возбуждения при отключении	40
В. С. Шаров — Реакция массивного стального якоря в электромагнитной муфте скольжения	42
С. Ф. Дробязко — Режим тормозного поглотительного равновесия в системе генератор—двигатель	46
Л. С. Флейшман — Трехфазная мостовая схема на тяговых подстанциях	49
А. Ф. Березовский — Дистанционные индукционно-динамические реле с естественным тормозным моментом	54
М. И. Сысоев — Вопросы расчета изоляции аппаратов со сжатым воздухом	57
О. Ф. Пославский — Автоматическая защита приборов от перегрузки	61
Л. А. Бибер — Расширение частотного диапазона вибрографа	63
ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ	
С. Г. Фатюшенко и Б. М. Петров — Самосинхронизация гидрогенераторов с замедленной подачей возбуждения	66
М. М. Соколов и Ю. Д. Капунцов — Схема защиты крановых установок, действующая при обрыве контактных проводов (троллеев)	70
ИЗ ИСТОРИИ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ	
А. В. Нетушил и В. А. Фабрикант — Г. Р. Кирхгофф	71
ДИСКУССИИ	
О перспективах применения электропередач постоянного тока в Советском Союзе — Г. И. Денисенко, Н. Н. Крачковский . Вопросы электрификации железных дорог — Л. М. Шильдинер, В. Н. Стасюк	74
ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ	
Системы 330 кВ в США. Жидкостное охлаждение турбогенераторов. Метод изучения восстанавливающихся переходных напряжений	81
ХРОНИКА	
Диссертации. Совещание на Новочеркасском электровозостроительном заводе. 10-летие Всесоюзного заочного энергетического института. Проблемы передачи постоянного тока	88
БИБЛИОГРАФИЯ	
П. С. Сергеев — Книга К. П. Ковача „Рабочие свойства асинхронных машин“	95
Новые книги по электричеству, электротехнике и электроэнергетике	96

CONTENTS

Power Systems at a New Level — S. M. Gortinski, I. A. Siromjatnikov	1
On Increasing the Transient Stability of Long Transmission Systems to the Steady State Level — I. A. Glebov, V. E. Kashteljan	5
On Calculating the Initial Voltages of Corona on a D. C. Line — N. N. Teekhodejev	12
On the Theory of Urban Distribution Networks — V. A. Kozlov	19
Analyzing the Reliability of Electrical Supply Systems for Deep Coal Mines — V. I. Bocharov	25
On Certain Regularities of Faults in Electrical Machines — N. M. Dmitriev	29
An Optimal Current Characteristic for a Motor with Flux Amplification in an Amplidyne Controlled Electric Drive — N. P. Kunitski	34
Current Reversal in One of the Circuits of a Series Excited Motor During Interruption — N. A. Karsh	40
Reaction of the Solid Steel Armature in an Electromagnetic Slip Coupling — V. S. Sharov	42
Braking Absorption Equilibrium Conditions in a Motor-Generator-Set — S. F. Drobjazko	46
A Three-phase Bridge Circuit for Traction Sub-Stations — L. S. Fleishman	49
Distance Type Induction-Dynamic Relays with Natural Biassing — A. F. Berezovski	54
On Calculating the Insulation of Apparatus using Compressed Air — M. I. Sysoev	57
Automatic Overload Protection of Meters — O. F. Poslavski	61
Expanding the Frequency Range of a Vibrograph — L. A. Biber	63
FROM OPERATING EXPERIENCE	
Self-Synchronization of Water-Wheel Generators with Delayed Application of the Excitation — S. G. Fatushenko, B. M. Petrov	66
A Protection for Crane Devices which Act for Breaks in Trolley Wires — M. M. Sokolov, U. D. Kapuntzov	70
FROM THE HISTORY OF ELECTRICAL ENGINEERING	
DISCUSSION	
IN OTHER ENGINEERING JOURNALS	
CHRONICLE	
BIBLIOGRAPHY	



Электроэнергетику — на новую ступень¹

Инж. С. М. ГОРТИНСКИЙ

Москва

Доктор техн. наук, проф. И. А. СЫРОМЯТНИКОВ

Государственный научно-технический комитет Совета Министров СССР

При подведении итогов огромной работы, которую проделал советский народ за 40 лет после Великой Октябрьской социалистической революции по превращению экономически и технически отсталой царской России в передовую социалистическую индустриальную державу, можно с гордостью отметить громадный рост нашего электроэнергетического хозяйства и выдающееся значение электрификации в развитии всех отраслей промышленности, транспорта, коммунального хозяйства и подъеме благосостояния советских людей.

В 1956 г. общая установленная мощность всех электростанций в стране составила более 42 млн. кВт и выработка электроэнергии — 192 млрд. кВт·ч. Советский Союз по этому показателю занимает второе место в мире и первое место в Европе.

Имеются объединенные энергосистемы (Центра, Урала и Юга) мощностью по 5 ... 7 млн. кВт. Успешно работает электропередача Куйбышевская ГЭС — Москва при напряжении 400 кв. Ведется строительство других мощных тепловых и гидроэлектрических станций и линий электропередачи 220 и 400 кв. Эти линии объединят энергосистемы Центра, Урала, Юга и ряд других в единую высоковольтную сеть Европейской части СССР. Принято решение о применении напряжения 500 кв вместо 400 кв. Это значительно повысит пропускную способность межсистемных линий и линий, выдающих мощность с гидроэлектростанций.

Изменилась структура энергетического хозяйства и топливного баланса районных электростанций. Широко используются местные виды топлива — бурые угли, сланцы, торф. Значительное развитие получила теплофикация промышленных и коммунальных предприятий и быта, в результате чего обеспечивается большая экономия топлива. Теплофицировано 160 городов. Существен-

но увеличилось использование водных ресурсов, и в 1955 г. выработка электроэнергии на гидростанциях в 4,5 раза превысила выработку 1940 г.

Созданы многочисленные квалифицированные кадры, работающие на электромашиностроительных заводах, электростанциях и в энергосистемах. Совершенно изменилось техническое вооружение электростанций. Наша отечественная машиностроительная промышленность полностью обеспечивает оборудованием развивающееся энергетическое хозяйство. Производятся паровые турбины мощностью 100 и 150 Мвт и гидротурбины 60 и 100 Мвт, генераторы к ним, котлы с давлением пара 170 ат и температурой перегрева 550° С; мощные трансформаторы и выключатели 400 кв. В 1957 г. будут изготовлены турбогенераторы 200 Мвт и спроектированы турбогенераторы 300 Мвт.

Накоплен большой опыт эксплуатации сложного оборудования электростанций и крупных энергосистем с протяженными линиями электропередач.

Наряду с успехами в области электрификации имеются, однако, и серьезные недостатки.

Несмотря на быстрые темпы развития нашего электроэнергетического хозяйства, потребность в электроэнергии все время обгоняла рост мощности станций. Следствием этого явилось повышенное использование и перегрузка электрооборудования. Еще большая часть территории Советского Союза электрифицируется путем строительства мелких и мельчайших тепловых электростанций, сооружение и эксплуатация которых обходятся очень дорого. Эти станции строятся не только там, где это действительно вызывается необходимостью, но и в непосредственной близости от крупных электростанций и высоковольтных линий электропередачи, т. е. там, где рациональнее и дешевле организовать электроснабжение от сети.

Долгое время в планировании энергостроительства капитальные вложения в строительство

¹ Печатается в порядке обсуждения.

высоковольтных сетей были непропорционально малы по сравнению с капитальными вложениями в строительство электростанций.

Если в первую пятилетку рост протяженности сетей был пропорционален росту выработки электроэнергии, то во вторую и третью пятилетки при росте выработки электроэнергии в 4,3 раза рост протяженности сетей был в 2,4 раза. В дальнейшем положение улучшилось, но незначительно. За период с 1928 по 1955 г. выработка электроэнергии увеличилась в 75 раз, а протяженность сетей — в 26 раз.

В результате происходила перегрузка существующих линий, что создавало тяжелые условия для эксплуатации, а в некоторых энергосистемах имело место недоиспользование установленной мощности, а мелкие неэкономичные электростанции сооружались и в таких районах, которые целесообразно было присоединять к крупным энергетическим объединениям.

К 1956 г. количество тепловых электростанций мощностью до 500 кВт в стране было немногим больше 100 тыс. с общей установленной мощностью 4 500 Мвт. Эти электростанции имеют среднюю мощность 46 кВт, среднее число часов использования установленной мощности в течение года 1 400, удельный расход топлива в среднем 1,59 кг/квт·ч, количество производственного персонала 155 чел/Мвт и себестоимость энергии около 1 руб/квт·ч.

Электростанций мощностью от 500 до 5 000 кВт имелось 1 967, общей мощностью 2 600 Мвт, с числом часов использования установленной мощности 2 920 при удельном расходе топлива 0,79 кг/квт·ч и количестве производственного персонала 38,4 чел/Мвт.

Электростанции Министерства коммунального хозяйства РСФСР за 1955 г. имели 3 750 ч использования установленной мощности и средний расход топлива 1 кг/квт·ч при себестоимости энергии в 46 коп/квт·ч.

Сельские тепловые электростанции используются лишь 1 500 ... 1 600 ч в году.

Около 200 тепловых электростанций районных энергетических объединений имели: мощность около 18 000 Мвт; использование установленной мощности 5 700 ч в год, удельный расход условного топлива меньше 0,5 кг/квт·ч и количество производственного персонала 5,95 чел/Мвт.

За пятую пятилетку количество тепловых электростанций мощностью до 0,5 Мвт и их суммарная мощность увеличились более чем в два раза, а их удельный вес по мощности вырос с 12,8 до 14,4%. Эти станции строятся не только там, где нет сетей энергосистем, но и в ряде крупных городов. За пятую пятилетку в их строительство было вложено 9,6 млрд. руб., или 27,1% от общих капиталовложений в строительство всех тепловых электростанций. Удельная стоимость сооружения по этим станциям составляет в среднем 4 000 руб/квт, в то время как для электростанций мощностью 300 Мвт с агрегатами по 100 Мвт удельная стоимость составляет лишь 1 300 ... 1 460 руб/квт и соответственно для электростан-

ций мощностью 1 200 Мвт с агрегатами по 200 Мвт — 820 руб/квт.

Имеется значительная диспропорция между дешевой электроэнергией, вырабатываемой мощными электростанциями в энергосистемах, и энергией, вырабатываемой малоэкономичными электростанциями местного значения. Строительство и эксплуатация большого числа мелких и мельчайших тепловых электростанций обходится государству очень дорого.

Рассматривая приведенные выше цифры, конечно, нельзя не учитывать размеров территории нашей страны, отдаленности многих районов от энергоснабжающих центров и недостаточный охват электрификацией народного хозяйства. Однако и в этих условиях электрификация от крупных энергосистем в большинстве районов все же выгоднее, чем питание от изолированных электростанций. Так, например, по принципиальной схеме снабжения электроэнергией сельского хозяйства на 10—15 лет примерно 80% потребителей экономичности выгодно питать от сетей энергосистем и только 20% — от изолированных электростанций.

Сторонники электрификации сельского хозяйства от небольших электростанций исходят из того, что получается значительная экономия, если не строить сети напряжением 110, а в ряде случаев и 35 кВ. В действительности же, основная стоимость электрификации сельского хозяйства ложится на распределительные электрические сети напряжением 10 кВ и частично 35 кВ и сети низкого напряжения.

При общих затратах на электрические сети, включая сети низкого напряжения — около 50 млрд. руб., стоимость электрических сетей 110 и 35 кВ составляет немного меньше 8 млрд. руб., или 16%. Практически эта доля будет еще меньше, если учесть, что частично электрификация сельского хозяйства осуществляется от сетей 35 кВ.

Потребная мощность сельского хозяйства с учетом районных центров, небольших городов, местной промышленности и потерь в сетях составляет по схеме Гипросельэлектро 13 Гвт при потреблении электроэнергии 55 млрд. квт·ч. В указанной схеме принято, что 9,8 Гвт, или 75%, обеспечивается от энергосистем. Дополнительные затраты в энергосистемах для сооружения электростанций определены из расчета сооружения крупных ГРЭС — 80% при удельной стоимости 1 000 руб/квт и крупных ГЭС — 20% стоимостью по 5 000 руб/квт. Дополнительные затраты на сетевые устройства приняты 200 руб/квт. При этом общая стоимость вновь вводимой мощности в энергосистемах будет равна 19,6 млрд. руб., т. е. средняя стоимость составит 2 000 руб/квт. Общая стоимость сельских ГЭС и ТЭС составит 9,46 млрд. руб., а удельная 4 300 руб/квт.

При осуществлении электрификации сельского хозяйства полностью от собственных электростанций пришлось бы затратить дополнительно (4 300—2 000) · 9 800 = 22,5 млрд. руб. Если исключить стоимость сетей 110 и 35 кВ, то получим перерасход 14,5 млрд. руб.

Себестоимость электроэнергии на тепловых электростанциях мощностью до 500 *квт* равна, примерно, 1 *руб/квт · ч*. Учитывая, что часть электростанций будет большей мощности, примем себестоимость равной в среднем только 0,6 *руб/квт · ч*. В этом случае разница по сравнению с себестоимостью электроэнергии на крупных ГРЭС (~0,1 *руб/квт · ч*) составляет 0,5 *руб/квт · ч*. При потреблении 55 млрд. *квт · ч* будет иметь место ежегодный перерасход в 27,5 млрд. руб. Таким образом, даже для таких мелких потребителей, как сельское хозяйство, питание от сетей энергосистем значительно более выгодно, чем питание от мелких электростанций.

При существовавшем до самого последнего времени положении не было таких организаций, которые в пределах каждого района полностью отвечали бы за энергоснабжение всех отраслей народного хозяйства. Министерство электростанций по существу отвечало только за эксплуатацию своих энергосистем и электроснабжение присоединенных к ним потребителей. Электростанции, находящиеся на территории того или иного района и принадлежащие различным Министерствам, сплошь и рядом не были даже объединены на параллельную работу. Но и в тех случаях, когда эти станции работали параллельно, это не давало должного эффекта. Из-за стремления обеспечить работу только своего предприятия широко применяли автоматическое отделение ведомственных электростанций от энергосистемы при коротких замыканиях в сети. В тех случаях, когда до этого такие электростанции выдавали мощность в энергосистему, это отделение ставило в еще более тяжелое положение других потребителей.

Приведенные недостатки в значительной мере объясняются узковедомственным подходом со стороны бывших многочисленных организаций, занимавшихся электрификацией.

Реорганизация управления промышленностью и строительством и создание Совнархозов должны устранить указанные недостатки и позволить провести дальнейшую электрификацию народного хозяйства более экономичным образом. Электрификация на территории экономических районов должна предусматривать строительство распределительных сетей и охват этими сетями всех потребителей (промышленности, транспорта, городского и сельского хозяйства). Все электростанции на территории экономического района должны работать параллельно. При этом в первую очередь должны использоваться наиболее экономичные электростанции, с постепенной ликвидацией или консервацией мелких, неэкономичных. Тогда прекратится строительство большого числа мелких, изолированно работающих электростанций, а имеющиеся средства и материальные ресурсы будут использованы наиболее рациональным образом.

Электрификация Советского Союза должна в подавляющей степени осуществляться от мощных тепловых и гидроэлектрических станций с крупными агрегатами, объединенных на параллельную работу магистральными электрическими

сетями напряжением 220 ... 500 *кв*, а дальнейшее строительство небольших электростанций должно быть строго ограничено и их можно строить в тех районах, где сроки присоединения к энергосистемам более далеки, чем срок строительства местных электростанций.

Сооружение единой высоковольтной сети с достаточной пропускной способностью позволит наиболее рациональным образом использовать топливные и гидроэнергетические ресурсы за счет уменьшения совмещенного максимума нагрузки, даст возможность уменьшить резерв по сравнению с изолированно работающими энергосистемами, позволит повысить единичную мощность отдельных агрегатов и мощность электростанций.

Межсистемные связи окупают свою стоимость за счет сокращения резерва мощности, снижения совмещенного максимума и укрупнения агрегатов. Переход от агрегатов в 50 *Мвт* к агрегатам в 100 *Мвт* снижает удельную стоимость установленного киловатта на 1 000 руб., а стоимость межсистемной связи, обеспечивающей такую возможность, не превышает 250 руб. на установленный киловатт станции. Технический уровень основных высоковольтных сетей и подстанций высок.

Улучшение релейной защиты, внедрение системной автоматики, внедрение плановых профилактических ремонтов значительно снизили аварийность.

В последние годы случаи нарушения устойчивости и крупных системных аварий в энергосистемах стали редки. В настоящее время практически все линии 35 ... 400 *кв* оснащены АПВ, применяется несинхронное АПВ, автоматический ввод резерва не только на станциях, но и в электросетях, а также автоматическое регулирование возбуждения и автоматическая частотная разгрузка.

При современном оборудовании и технике защиты от перенапряжений, релейной защиты и автоматизации, использование резерва очень незначительно и экономическая эффективность его невелика, если сравнивать его стоимость с убытками от нарушения электроснабжения. Эффективнее средства, вкладываемые в резерв, использовать для развития распределительных сетей и электрификации новых районов.

В настоящее время распределительные сети приобретают все большее значение в связи с задачей избежать строительства мелких станций.

В каждом экономическом районе должно быть единое управление электроэнергетическими предприятиями для обеспечения энергией всех потребителей на базе комплексного развития энергетики.

Развивая электрические сети внутри экономического района, не следует забывать о необходимости объединения электрических сетей с соседними районами магистральными линиями электропередачи с достаточной пропускной способностью. Объединенные энергосистемы нескольких хозяйственных районов должны иметь единое диспетчерское управление, главной задачей которого является обеспечение наиболее экономичного ре-

жима работы всего объединения с точки зрения интересов народного хозяйства.

Самое серьезное внимание управления энергетики экономических районов должны уделять внедрению новой техники, автоматизации и телемеханизации, исходя, конечно, при этом из общегосударственных интересов.

В аппаратах бывших районных управлений Министерства электростанций имеются специальные производственные службы (диспетчерская, релейной защиты, автоматики и телемеханики, связи и др.). Работники этих служб накопили большой опыт управления и эксплуатации сложных технических средств, необходимых для работы энергосистем. Параллельная работа электростанций и эксплуатация технических средств обеспечения этой работы — релейной защиты, автоматики, телемеханики, связи и др. — требуют координации из единого центра. Энергетические управления Совнархозов должны сохранить эти службы, так как эксплуатация и дальнейшее развитие электрических сетей экономических районов требуют высококвалифицированного оперативного управления, обеспечения ликвидации аварий и нарушений, согласованной настройки сложной аппаратуры.

Нужно всячески бороться с попытками замкнуть местную энергетику в масштабах отдельного экономического района, с тенденциями искусственно ограничить передачу электроэнергии в соседние экономические районы, со стремлениями обуславливать получение электроэнергии только от собственных, хотя бы и неэкономичных, электростанций, а также с попытками искусственного снижения мощности строящихся на территории района электростанций вследствие игнорирования экономической целесообразности межрайонных передач электроэнергии.

Для составления в кратчайший срок комплексного плана дальнейшего развития электроэнергетики страны сроком на 15—20 лет вперед следует, не откладывая, объединить усилия соответствующих плановых, научных, проектных, эксплуатационных и инженерно-общественных организаций. При разработке плана все вопросы должны быть охвачены комплексно, т. е. не ограничивая план только вопросами строительства электростанций и сетей всех напряжений, но предусматривая в нем и распределение электроэнергии между всеми отраслями народного хозяйства, а также вопросы создания наиболее экономичного оборудования в широком диапазоне.

В основе этого плана в качестве исходных положений должны быть решения XX съезда КПСС и разработанные в свое время материалы по проекту шестого пятилетнего плана, предусматривающие создание единой высоковольтной сети

сначала Европейской части СССР, а затем и районов Сибири.

Необходимо правильно оценивать большое значение этих единых высоковольтных сетей и запланировать их развитие и направления связей так, чтобы обеспечить снабжение электроэнергией максимально возможного, с технико-экономической точки зрения, количества районов, а также и электрификацию сельских местностей.

В перспективном плане должно быть предусмотрено создание новых более экономичных конструкций линий электропередачи всех напряжений и оборудования для них. Этого требует принципиально иная структура будущих энергосистем, характеризующаяся наличием мощных связей между станциями, отдельными энергосистемами и потребителями. При этом линии электропередачи высшего напряжения должны будут не только передавать большие потоки мощности, но и являться как бы сборными шинами крупных электростанций.

Для уменьшения стоимости сооружаемых электрических станций, подстанций и сетей предприятия электротехнической промышленности должны выпускать электрооборудование, соответствующее современным требованиям, в том числе в отношении габарита и веса. Это касается не только крупных генераторов, трансформаторов и выключателей, но и приборов измерения, защиты и автоматики и пр.

Широкое внедрение автоматики и изменения в организации ремонтов оборудования (централизованный ремонт) делает целесообразным внедрение более простых схем с меньшим числом выключателей.

Переход к новым конструкциям (комплектные распределительные устройства), которые обеспечивают большую индустриальность сооружений, большую компактность и надежность при переходе на работу без дежурного персонала дают возможность значительно уменьшить вложения в распределительные устройства.

Теперь созданы условия для того, чтобы в деле развития электроэнергетической базы народного хозяйства покончить с разделением электроэнергетики на коммунальную, промышленную и др., оставив это деление лишь в области организации и регулирования потребления электроэнергии.

Правильное сочетание планирования развития электроэнергетической базы страны с централизованным руководством электроэнергетикой со стороны Госплана СССР и Министерства электростанций, с одной стороны, и управлением ею Совнархозами — с другой, обеспечит еще большие успехи в электрификации нашего народного хозяйства.

[3. 8. 1957]



О повышении динамической устойчивости дальних электропередач до уровня статической

Кандидат техн. наук И. А. ГЛЕБОВ
и инж. В. Е. КАШТЕЛЯН

Институт электромеханики Академии наук СССР

Для повышения устойчивости дальних электропередач применяется ряд мер, к числу которых относятся: выполнение линий двухцепными с расщепленными проводами и переключательными пунктами, продольная емкостная компенсация, автоматическое изменение степени компенсации при отключении поврежденных участков, выполнение генераторов и трансформаторов с пониженными индуктивными сопротивлениями и др.

Перечисленные меры повышают как статическую, так и динамическую устойчивость. Однако пределы передаваемой мощности по условиям динамической устойчивости получаются меньше, чем по условиям статической устойчивости, поэтому для повышения их используются такие дополнительные средства, как увеличение быстродействия защит и выключателей, применение быстродействующих систем возбуждения с повышенными кратностями форсирования¹, электрическое и механическое торможение синхронных генераторов [Л. 1].

При помощи этих дополнительных средств можно настолько повысить динамическую устойчивость, что будет достигнуто равенство пределов передаваемой мощности по условиям статической и динамической устойчивости или, иными словами, при различных аварийных режимах система будет устойчивой, если сохранится ее статическая устойчивость в послеаварийном режиме.

Исследование подобного рода вопросов удобно проводить на физических моделях, позволяющих наиболее полно учесть многочисленные факторы, влияющие на характер протекания процессов [Л. 2 и 3]. В настоящей статье приводятся результаты одной из работ по исследованию устойчивости энергосистем, выполненных под руководством М. П. Костенко.

Электродинамическая модель, на которой проводились исследования пределов устойчивости, была настроена таким образом, чтобы по своим параметрам и характеристикам она соответствовала электропередаче Куйбышевская ГЭС — Москва. При этом генераторы Куйбышевской ГЭС, предназначенные для работы на линию передачи, моделировались одной машиной, а приемная сеть была представлена шинами бесконечной мощности. Модель линии передачи, как и оригинал, выполнена двухцепной с четырьмя участками и продольной емкостной компенсацией. Принципиальная схема модели приведена на рис. 1, а базисные и номинальные величины оригинала и модели — в табл. 1.

¹ Под кратностью форсирования k понимается отношение напряжения возбуждения при форсировании k к напряжению возбуждения в номинальном режиме генератора $\left(k = \frac{U_{fк}}{U_{fн}}\right)$.

В связи с рассмотрением влияния на устойчивость быстродействующего возбуждения с повышенными кратностями форсирования особое внимание было уделено тому, чтобы модель соответствовала оригиналу в отношении насыщения. В частности, было обеспечено совпадение характеристик холостого хода модели и оригинала в рабочем диапазоне, достигнуто равенство значений постоянных времени цепей возбуждения в режиме насыщения и учтено влияние насыщения на поток рассеяния обмотки возбуждения. Обеспечение этих условий потребовало, чтобы модель имела ненасыщенные значения $T_{d0} = 6 \text{ сек}$, $x_{ad} = 0,47$, в то время как оригинал имеет $T_{d0} = 5,3 \text{ сек}$ и $x_{ad} = 0,416$.

Для компенсации активных сопротивлений статических цепей генераторов-моделей применяются трехфазные коллекторные машины [Л. 2]. Однако бывают случаи, когда модели по активным сопротивлениям цепей статора близки к оригиналу и требуется компенсировать очень малое сопротивление. Тогда для получения равенства скоростей изменения угла θ модели и оригинала в момент отключения короткого замыкания можно несколько увеличить длительность короткого замыкания и ввести соответствующее запаздывание форсирования возбуждения. Для выполнения этих условий длительность короткого замыкания в начале линии и запаздывание форсирования на модели были увеличены по сравнению с оригиналом на $0,03 \text{ сек}$.

На основании осциллограмм внезапного трехфазного короткого замыкания в начале линии при номинальной передаваемой мощности было определено, что на модели за время короткого замыкания $t_{кз} = 0,15 \text{ сек}$ угол θ увеличивается на 4° , а скорость изменения угла достигает $\frac{d\theta}{dt} = 83 \text{ град/сек}$. Это соответствует расчетным данным оригинала при $t_{кз} = 0,12 \text{ сек}$, полученным с учетом тормозных моментов, обусловленных апериодической составляющей тока статора.

Следует заметить, что опытное значение активного сопротивления ротора генератора-модели, определенное при питании статора постоянным

Таблица 1

Величины	Электро-передача КГЭС—Москва	Модель
Базисная мощность $S_0, \text{ Мва}$	1 480	0,03
Базисное напряжение $U_0, \text{ кВ}$	420	2,19
Базисное сопротивление $Z_0, \text{ ом}$	119	160
Базисное напряжение генератора $U_{20}, \text{ кВ}$	13,8	0,23
Номинальная мощность $P_n, \text{ Мвт}$	1 150	0,0234
Номинальное напряжение $U_n, \text{ кВ}$	400	2,085

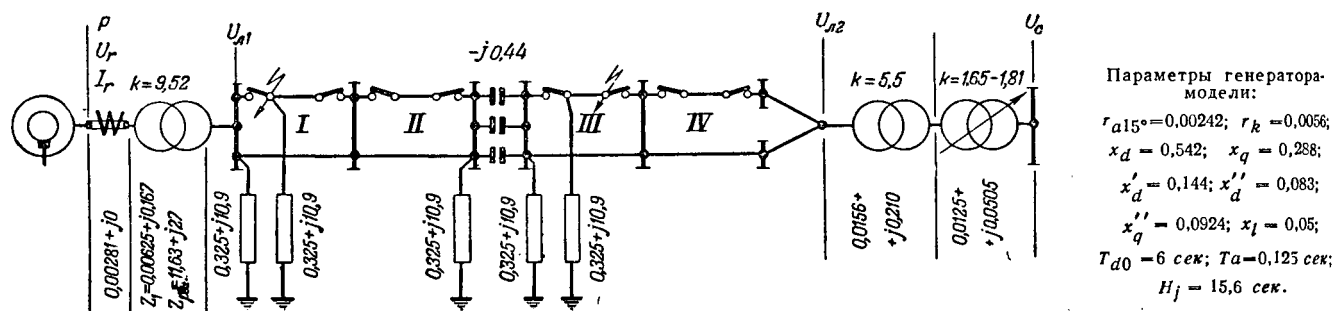


Рис. 1. Принципиальная схема модели электропередачи.

током $I=4I_k$, оказалось равным 0,019, что близко к расчетному значению того же сопротивления оригинала при скольжении $s=1$.

Пределы динамической устойчивости, определенные при работе с компенсатором активного сопротивления цепи статора, получились практически одинаковыми с пределами, полученными без компенсатора, но при некотором увеличении длительности короткого замыкания.

Гидравлическая турбина моделировалась при помощи двигателя постоянного тока [Л. 4].

О динамической устойчивости дальних электропередач нельзя судить только по их устойчивости в первом цикле качаний. Устойчивость в первом цикле является необходимым, но не достаточным условием, так как имеются такие средства (форсирование возбуждения, электрическое и механическое торможение), которые позволяют получить значительно большие пределы динамической устойчивости в первом цикле качаний генераторов по сравнению с пределами статической устойчивости в послеаварийных режимах. Поэтому говорить о динамической устойчивости дальних электропередач можно, если обеспечены: 1) динамическая устойчивость в первом цикле качаний; 2) динамическая устойчивость при последующих качаниях (особенно при втором отклонении ротора); 3) статическая устойчивость в послеаварийном режиме.

При исследовании динамической устойчивости предполагалось, что генераторы имеют ионную систему возбуждения, которая, кроме высоких кратностей форсирования, обеспечивает интенсивное развозбуждение и в случае необходимости изменение знака напряжения на кольцах ротора. Если при такой системе возбуждения статическая устойчивость в послеаварийном режиме обеспечена и электрическое и механическое торможение не применяется, то устойчивость будет определяться устойчивостью в первом цикле качаний даже в том случае, когда форсирование возбуждения продолжается вплоть до достижения углом θ первого максимального значения. Что касается устойчивости при втором и последующих отклонениях ротора, то при правильной настройке регулятора она обеспечивается за счет интенсивного развозбуждения при отрицательном скольжении и некоторого повторного форсирования возбуждения.

Обеспечение устойчивости в первом цикле качаний имеет смысл только в том случае, если сохраняется статическая устойчивость в послеаварийном режиме. Поэтому при исследовании устойчивости электропередач целесообразно определить отдельно и сопоставить пределы динамической устойчивости в первом цикле и пределы статической устойчивости в послеаварийном режиме.

Пределы статической устойчивости могут быть определены по статическим характеристикам мощности. Что касается пределов динамической устойчивости в первом цикле качаний при различных кратностях форсирования возбуждения, то для их определения может быть использован упрощающий опыты искусственный прием, при котором форсирование возбуждения не снимается, аналогично тому, как это принято авторами [Л. 3]. Зная пределы статической устойчивости в послеаварийных режимах и зависимости пределов динамической устойчивости в первом цикле качаний от кратностей форсирования возбуждения, можно найти значения кратностей форсирования, при которых достигается повышение динамической устойчивости до уровня статической. В связи с этим оказалось целесообразным в модели применить, наряду со схемой независимого ионного возбуждения (рис. 2, а), также упрощенную схему с двумя возбудителями и вентилями (рис. 2, б). В нормальном режиме генератор-модель возбуждается от возбудителя B_k через тиратрон T_k . В это время форсировочный возбудитель B_a , э. д. с. которого необходима для получения заданной кратности форсирования k , работает в режиме холостого хода, так как тиратрон T_a заперт. При замыкании контакта P_a тиратрон T_a отпирается, а тиратрон T_k запирается, и в цепь возбуждения подается суммарное напряжение обоих возбудителей. Сопротивление возбудителей было учтено при настройке компенсации. Поэтому кратность форсирования возбуждения генератора-модели определялась как

$$k = \frac{E_{fk}}{E_{ik}},$$

где E_{fk} — э. д. с. источника возбуждения во время форсирования;

E_{ik} — то же в номинальном режиме генератора.

Рис. 2. Схемы возбуждения генератора-модели.

а — схема независимого возбуждения (ВСГ — вспомогательный синхронный генератор; ИП — ионный преобразователь; АРВ — автоматический регулятор возбуждения РЭН-3; КАС — компенсатор активного сопротивления цепи возбуждения; Ш — шлейф осциллографа для записи напряжения возбуждения МГ; Ф — фильтр в цепи шлейфа с $T \approx 0,01$ сек); б — упрощенная схема ионного форсирования возбуждения.

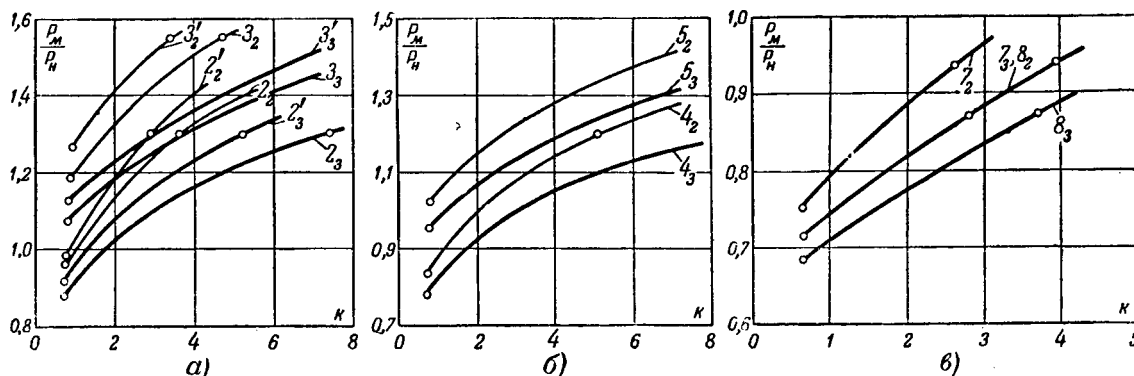
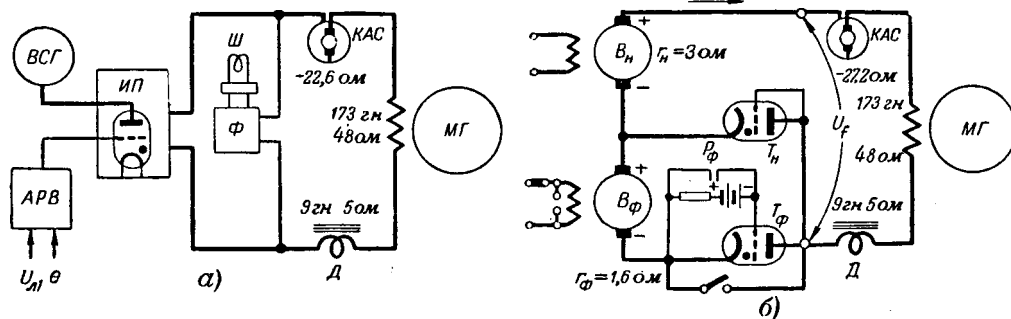


Рис. 3. Зависимости пределов динамической устойчивости в первом цикле качаний от кратностей форсирования возбуждения.

а — при коротких замыканиях в начале компенсированной линии; б — при коротких замыканиях в конце III участка линии ($t_{ш} = 0,2$ сек); в — при коротких замыканиях на линии без продольной компенсации ($\Delta x_C = 0$). 2 — в послеаварийном режиме отключена одна цепь на участке без изменения продольной компенсации ($\Delta x_C = 0$); 3 — то же, но продольная компенсация в послеаварийном режиме увеличена в 1,5 раза ($\Delta x_C = 0,22$); 4 — в послеаварийном режиме отключена одна

цепь на III участке без изменения продольной компенсации ($\Delta x_C = 0$); 5 — то же, но продольная компенсация в послеаварийном режиме увеличена в 1,5 раза ($\Delta x_C = 0,22$); 7 — короткие замыкания в начале линии; 8 — короткие замыкания в конце III участка; индекс 2 — двухфазные короткие замыкания на землю; индекс 3 — трехфазные короткие замыкания; индекс (*) — во время короткого замыкания продольная компенсация не шунтировалась, без индекса (') — продольная компенсация шунтировалась в течение 0,2 сек ($t_{ш} = 0,2$ сек).

В соответствии с рис. 2, б при номинальном режиме генератора-модели

$$E_{jн} = i_{jн} r_{\Sigma} = 2,36 \cdot 30,4 = 72 \text{ в},$$

где r_{Σ} — суммарное сопротивление цепи возбуждения.

Для получения необходимой кратности форсирования k э. д. с. форсировочного возбудителя B_{ϕ} в исходном режиме должна быть равна:

$$E_{\phi} = k E_{jн} - (u_f + i_f r_{\Sigma}),$$

где u_f и i_f — напряжение и ток возбуждения в исходном режиме.

Проведенные на модели исследования показали, что пределы динамической устойчивости в случае работы с упрощенной схемой и со схемой независимого ионного возбуждения и автоматическим регулятором получаются практически одинаковыми.

Определение пределов передаваемой мощности по условиям динамической устойчивости производилось при различных кратностях форсирования возбуждения для компенсированной и некомпенсированной линий передачи. При этом рассматривались наиболее тяжелые виды повреждений: трехфазные и двухфазные на землю короткие замыкания в начале передачи и в конце ее третьего участка.

С целью выяснения влияния форсирования продольной компенсации на устойчивость при аварийных режимах в ряде опытов одновременно с отключением одной цепи поврежденного участка отключалась и часть продольной емкости.

При коротких замыканиях последовательная емкость шунтировалась при помощи контактора без последовательных сопротивлений в течение $t_{ш} = 0,2$ сек. В связи с относительно небольшими повышениями напряжения на емкости при коротких замыканиях в начале линии опыты для этого случая были проведены также и без шунтирования ($t_{ш} = 0$).

Зависимости пределов передаваемой мощности по условиям динамической устойчивости в первом цикле качаний от кратностей форсирования возбуждения k приведены на рис. 3*, а статические характеристики мощности — на рис. 4. Для удобства сопоставления динамических и статических пределов соответствующие кривые на рисунках обозначены одинаковыми цифрами. При снятии статических характеристик мощности был использован автоматический регулятор воз-

* На рис. 3 точками обозначены пределы динамической устойчивости при отсутствии регулирования возбуждения и мощности, соответствующие в послеаварийных статических режимах углу $\theta = 110^\circ$.

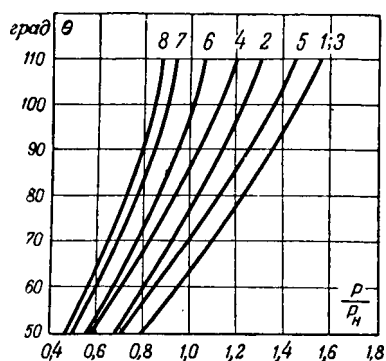


Рис. 4. Статические характеристики мощности для различных схем линии передачи.

1 — включены обе цепи на всех участках, $x_C = 0,44$; 2 — отключена одна цепь на I участке, $x_C = 0,44$; 3 — то же, но $x_C = 0,66$; 4 — отключена одна цепь на III участке, $x_C = 0,44$; 5 — то же, но $x_C = 0,66$; 6 — линия (без продольной компенсации ($x_C = 0$), включены обе цепи на всех участках; 7 — то же, но отключена одна цепь на I участке; 8 — то же, но отключена одна цепь на III участке.

буждения сильного действия РЭН-3 [Л. 5], действующий по напряжению в начале линии, углу θ и его производным θ' и θ'' . Следует иметь в виду, что в проведенных исследованиях измерение мощности производилось на зажимах генератора.

Если считать, что в реальных условиях работы станции угол θ между векторами э. д. с. холостого хода генератора и напряжения прием-

ной системы в зоне искусственной устойчивости не будет превышать $100 \dots 110^\circ$, то для случая, когда отключена одна цепь на первом участке линии и продольная емкостная компенсация $x_C = 0,44$, по кривой 2 рис. 4 найдем наибольшую мощность на шинах генераторов в послеаварийном режиме $P_M = (1,22 \dots 1,3) P_n$, где P_n — номинальная мощность передачи.

Передача такой мощности по условиям динамической устойчивости согласно рис. 3,а (кривая 2₃) обеспечивается при кратностях форсирования $5 \dots 7,5$. Таким образом, дальнейшее увеличение кратности форсирования в рассматриваемом случае хотя и повышает динамическую устойчивость в первом цикле, но не является целесообразным, так как при этом не обеспечивается статическая устойчивость в послеаварийном режиме.

Кратности форсирования, при которых обеспечивается равенство пределов динамической устойчивости в первом цикле качаний и статической устойчивости в послеаварийных режимах, определенные аналогичным образом для других случаев, приведены в табл. 2. Исходя из возможности применения различных систем регуляторов возбуждения, авторы в качестве пределов статической устойчивости в послеаварийных режимах принимали мощности, соответствующие углам $\theta = 90, 100$ и 110° .

Таблица 2

Схема линии в доаварийном режиме	Место короткого замыкания	Длина шунтирования продольной компенсации $l_{ш}, \text{сек}$	x_C в послеаварийном режиме	Вид короткого замыкания	Мощности и кратности форсирования, отвечающие условию равенства статических и динамических пределов устойчивости при угле θ_y в послеаварийном режиме						Пределы динамической устойчивости в первом цикле качаний		
					90°		100°		110°		без регулирования возбуждения	при кратности форсирования возбуждения $k=4$	θ_y
					$\frac{P_M}{P_n}$	k	$\frac{P_M}{P_n}$	k	$\frac{P_M}{P_n}$	k	$\frac{P_M}{P_n}$	$\frac{P_M}{P_n}$	θ_y
С продольной компенсацией ($x_C = 0,44$)	В начале линии	0	0,44	Трехфазное Двухфазное на землю	1,13	2,6 1,6	1,22	3,9 2,2	1,3	5,2 2,9	0,91 0,98	1,23 1,4	101 *
			0,66	Трехфазное Двухфазное на землю	1,35	3,8 1,5	1,46	6 2,4	1,55	8 3,4	1,12 1,26	1,36 1,59	91 *
		0,2	0,44	Трехфазное Двухфазное на землю	1,13	3,5 2	1,22	5,2 2,8	1,3	7,4 3,6	0,87 0,96	1,16 1,33	93 *
			0,66	Трехфазное Двухфазное на землю	1,35	4,7 2,2	1,46	7,4 3,4	1,55	10,5 4,7	1,07 1,18	1,31 1,51	87 105
	В конце III участка	0,2	0,44	Трехфазное Двухфазное на землю	1,04	3,8 2,5	1,12	5,5 3,5	1,19	8,5 5	0,78 0,84	1,06 1,14	93 103
			0,66	Трехфазное Двухфазное на землю	1,25	5,2 3,4	1,36	8,5 5,5	1,45	12 8	0,96 1,03	1,19 1,29	85 95
Без продольной компенсации	В начале линии	—	0	Трехфазное Двухфазное на землю	0,84	2,5 1,6	0,9	3,5 2,3	0,93	4 2,7	0,71 0,76	0,93 1,01	110 *
	В конце III участка	—	0	Трехфазное Двухфазное на землю	0,78	2,2 1,5	0,84	3,3 2,4	0,87	3,8 2,8	0,68 0,71	0,88 0,93	110 *

* — послеаварийный статический режим неустойчив.

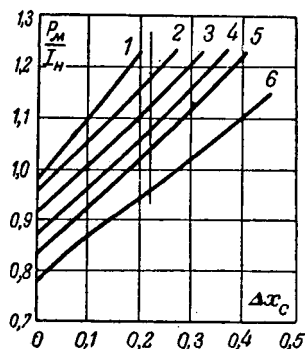


Рис. 5. Влияние форсирования продольной компенсации на динамическую устойчивость при отсутствии регулирования возбуждения. 1, 2, 3, 4 — короткие замыкания в начале линии ($t_{ш} = 0$); 2, 4 — $t_{ш} = 0,2$ сек; 5, 6 — короткие замыкания в конце III участка ($t_{ш} = 0,2$ сек); 1, 2, 5 — двухфазные короткие замыкания на землю; 3, 4, 6 — трехфазные короткие замыкания.

Как видно из табл. 2, повышение динамической устойчивости до уровня статической при двухфазных коротких замыканиях на землю достигается в случае линии без продольной компенсации при кратностях форсирования возбуждения $\kappa = 2,5 \dots 3$, в случае линии с продольной компенсацией, но без ее форсирования — при $\kappa = 3 \dots 5$, в случае линии с продольной компенсацией и полуторакратным ее форсированием — при $\kappa = 3,5 \dots 8$. Следовательно, чем меньше электрическая длина линии, тем большие кратности форсирования необходимы для достижения равенства динамических и статических пределов.

Из табл. 2 видно также, что четырехкратное форсирование возбуждения, принятое для генераторов Куйбышевской ГЭС, повышает предел динамической устойчивости в аварийных режимах на $(0,2 \dots 0,3)P_n$. Такое повышение обеспечивает во всех аварийных режимах, которые исследовались на модели, устойчивую работу передачи с продольной емкостной компенсацией и при номинальной мощности на передающем конце линии.

Эффективным средством повышения устойчивости является форсирование продольной компенсации. Соответствующие зависимости для случая, когда отсутствует регулирование возбуждения, даны на рис. 5. Из рисунка видно, что в тех случаях, когда отключение поврежденного участка линии сопровождается увеличением емкостного сопротивления в 1,5 раза ($\Delta x_c = 0,22$), передача номинальной мощности по условиям динамической устойчивости при двухфазных коротких замыканиях на землю становится возможной даже при отсутствии регулирования возбуждения.

Из табл. 2 следует, что при всех коротких замыканиях, исследованных на модели, четырехкратное форсирование возбуждения и полуторакратное форсирование продольной компенсации обеспечивают передачу мощности $P \approx 1,2P_n$. Расчеты и опыты на модели показывают, что 12 генераторов Куйбышевской ГЭС, отдавая в линию, имеющую нормальную схему и номинальные напряжения на обоих концах, мощность $P \approx 1,2P_n = 1380$ Мвт, оказываются загруженными током, примерно равным номинальному. При этом мощность на приемном конце линии составит $P \approx 1,1P_n = 1260$ Мвт.

Некоторые осциллограммы, характеризующие протекание переходных режимов при трехфазных

коротких замыканиях в начале компенсированной линии и $\kappa = 4$, приведены на рис. 6. На рис. 7 даны осциллограммы, характеризующие эффективность переключения продольной емкости (a , b) и больших кратностей форсирования (b).

На основании осциллографических записей переходных процессов были построены кривые изменения во времени напряжения в начале линии передачи при различных кратностях форси-

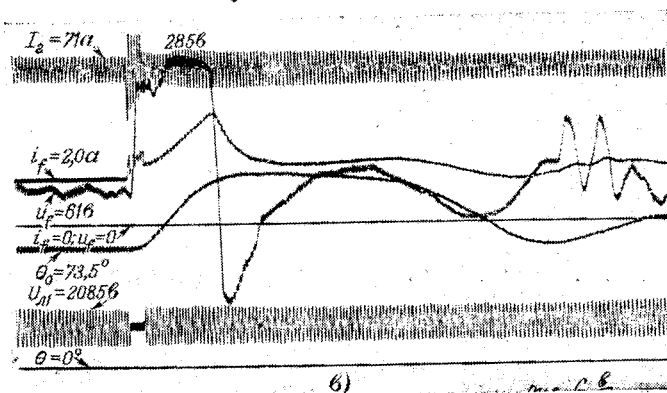
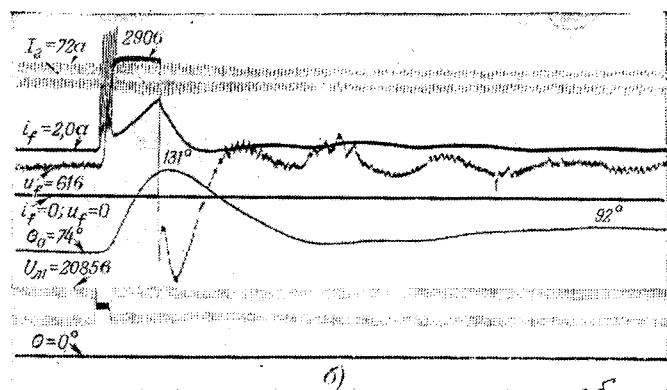
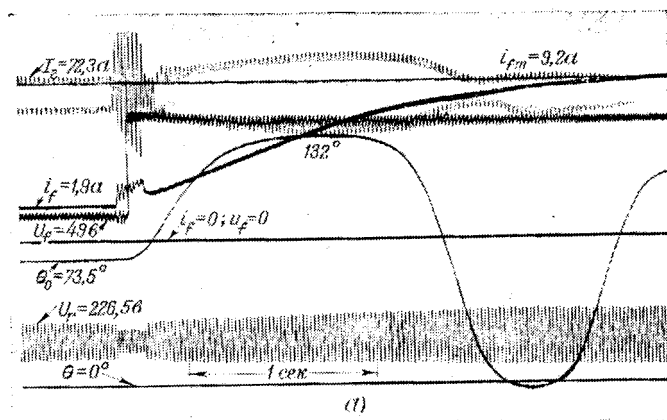


Рис. 6. Осциллограммы предельных по устойчивости режимов при трехфазных коротких замыканиях в начале компенсированной линии ($t_{ш} = 0,2$ сек, $\Delta x_c = 0$, $\kappa = 4$).

a — работа с упрощенной схемой ионного форсирования без компенсации активного сопротивления цепи статора, $t_{кз} = 0,15$ сек; b — работа со схемой независимого ионного возбуждения и регулятором возбуждения РЭН-3 без компенсации активного сопротивления цепи статора $t_{кз} = 0,15$ сек; $в$ — то же, что и b , но с компенсацией активного сопротивления цепи статора, $t_{кз} = 0,12$ сек.

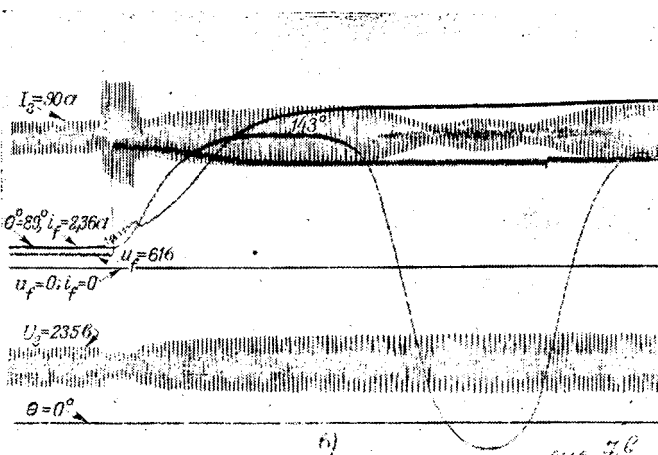
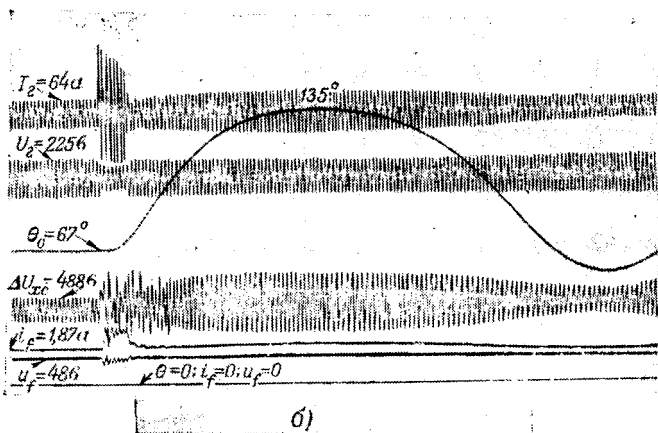
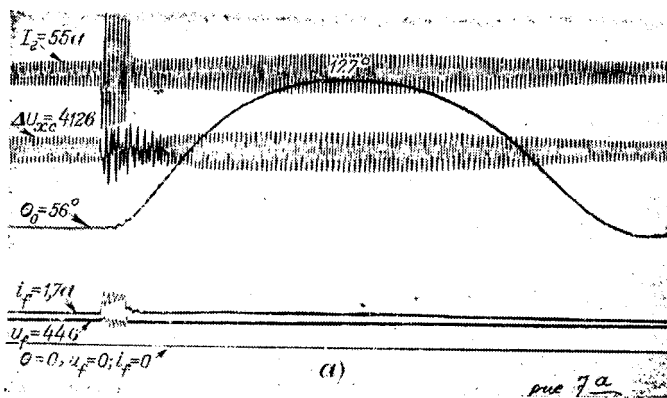


Рис. 7. Осциллограммы предельных по устойчивости режимов при трехфазных коротких замыканиях в начале компенсированной линии.

а — без регулирования возбуждения, $t_{ш} = 0$, $\Delta x_C = 0$; б — то же, что и а, но $\Delta x_C = 0,14$; в — при ионном форсировании возбуждения с $k=9$, $t_{ш} = 0,2$ сек, $\Delta x_C = 0$.

рования возбуждения (рис. 8). Длительность форсирования возбуждения в реальных условиях работы передачи не должна превышать интервала времени, в течение которого угол θ достигает первого максимального отклонения $\Delta \theta_{1м}$. Поэтому практический интерес представляет нараста-

ние тока возбуждения и напряжения линии только в указанном интервале времени (части кривых рис. 8, показанных сплошными линиями). Граничная кривая рис. 8, соответствующая $\Delta \theta_{1м}$, построена согласно зависимости времени достижения углом θ первого максимального отклонения от кратностей форсирования для предельных по

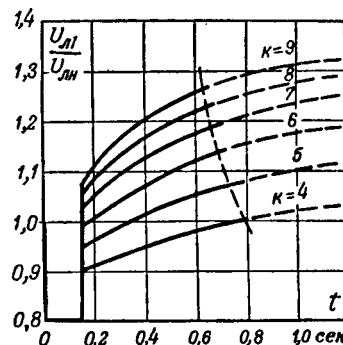


Рис. 8. Изменение напряжения в начале линии в зависимости от кратностей форсирования в предельных по устойчивости режимах (трехфазное короткое замыкание в начале компенсированной линии).

динамической устойчивости в первом цикле мощностей (кривая 3' рис. 10). В соответствии с этой зависимостью на рис. 9 приведены кривые максимального тока возбуждения и максимального напряжения в начале линии передачи при различ-

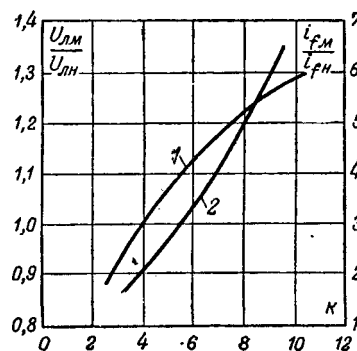


Рис. 9. Максимальные напряжения в начале линии (1) и максимальные токи возбуждения (2) в зависимости от кратностей форсирования при трехфазных коротких замыканиях в начале компенсированной линии, $t_{ш} = 0,2$ сек, $\Delta x_C = 0$.

ных кратностях форсирования возбуждения. Из этих кривых следует, например, что при четырехкратном форсировании ($k=4$) ток возбуждения синхронного генератора достигает значения, равного двойному номинальному, а напряжение в начале линии передачи не превосходит номинального значения, что объясняется размагничивающим действием реакции якоря генератора и повышенным падением напряжения в сопротивлении короткого замыкания трансформатора.

На эффективность форсирования возбуждения существенно влияние оказывает величина постоянной времени обмотки возбуждения синхронного генератора. Увеличение постоянной времени T_{d0} эквивалентно уменьшению во столько же раз кратности форсирования возбуждения. Поэтому полученные зависимости пределов передаваемой мощности от кратностей форсирования при $T_{d0} = 6 \text{ сек}$ (рис. 3) могут быть использованы также и для оценки влияния электромагнитной инерционности цепей возбуждения.

Для получения больших кратностей форсирования возбуждения требуются значительные мощности возбудительных систем. Зная максимальные значения тока возбуждения для различных кратностей форсирования (кривая 2 рис. 9), можно определить максимальные значения мощности возбудительной системы. Такая зависимость максимальной мощности системы ионного возбуждения от кратностей форсирования для гидрогенератора Куйбышевской ГЭС приведена на рис. 10 (кривая 1).

Так как практически можно считать, что ток возбуждения при форсировании изменяется по прямолинейному закону, то и нарастание мощности системы возбуждения до максимального значения происходит по такому же закону. Поэтому среднее значение мощности системы возбуждения за время форсирования при больших кратностях примерно в 2 раза меньше максимального значения (кривая 2 рис. 10).

На рис. 10 приведена также зависимость длительности форсирования t_{ϕ} (время от начала короткого замыкания до достижения углом θ первого максимального отклонения) от кратности κ для предельных по динамической устойчивости режимов. С увеличением кратности уменьшается длительность форсирования. Так, при $\kappa = 4$ максимальная мощность системы возбуждения достигает 6 Мвт за время $t_{\phi} = 0,8 \text{ сек}$, а при $\kappa = 10$ должна достигать 50 Мвт , т. е. половины мощности гидрогенератора, за время $t_{\phi} = 0,62 \text{ сек}$.

Поскольку необходимые длительности форсирования малы, то расчетная мощность системы возбуждения в основном будет определяться током в номинальном режиме и форсировочным напряжением. Приемлемая величина кратности форсирования должна определяться на основании технико-экономических соображений с учетом других способов повышения динамической устойчивости.

В случае повышенной кратности форсирования мощность, потребляемая ионным возбудителем в режиме форсирования (с вала агрегата в случае независимого возбуждения и с шин генератора в случае самовозбуждения), оказывается настолько большой, что может приводить к заметному повышению динамической устойчивости. В этих условиях система возбуждения в дополнение к своим функциям приобретает функции

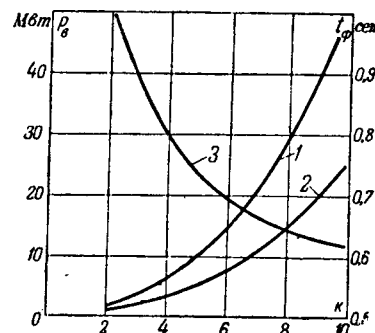


Рис. 10. Максимальные (1), средние (2) мощности возбуждения и длительности форсирования (3) в зависимости от кратностей форсирования.

механического или электрического торможения².

Условия, при которых производилось исследование устойчивости на электродинамической модели, несколько отличаются от реальных условий работы передающей станции (моделирование станции одним генератором и работа на шины бесконечной мощности). Однако полученные результаты могут быть использованы при оценке устойчивости дальних передач, а также при определении эффективности некоторых способов ее повышения.

Проведенные исследования показывают, что применение быстродействующих систем возбуждения с высокими кратностями форсирования позволяет для магистральных электропередач типа электропередачи Куйбышевская ГЭС — Москва приблизить пределы динамической устойчивости к пределам статической устойчивости, даже не прибегая к таким эффективным способам, как электрическое и механическое торможение. Однако при этом могут потребоваться большие кратности форсирования возбуждения. В этих условиях может оказаться целесообразным комбинированное использование различных способов повышения динамической устойчивости.

[18. 2. 1957]

Литература

1. Д. И. Азарьев. Повышение пропускной способности электропередач. Электричество, № 6, 1955.
2. М. П. Костенко. Моделирование электромагнитного оборудования при изучении устойчивости параллельной работы систем, связанных с дальними линиями передачи. Известия Академии наук СССР, ОТН, № 12, 1953.
3. В. А. Веников, А. В. Иванов-Смоленский и Р. И. Горюшкин. К вопросу об эффективности форсирования возбуждения генераторов. Электричество, № 1, 1955.
4. А. А. Воронов, А. А. Первозванский и В. В. Семенов. Электродинамическая модель гидравлической турбины и ее регулятора скорости. Известия Академии наук СССР, ОТН, № 1, 1956.
5. В. А. Ильин, В. Е. Каштелян, Н. В. Позин и И. Д. Урусов. Электронный регулятор возбуждения для синхронных генераторов, работающих на дальние линии электропередач. Известия Академии наук СССР, ОТН, № 12, 1956.

² При проведении исследований на модели система возбуждения питалась от постороннего источника.



К расчету начальных напряжений общей короны линий постоянного тока

Кандидат техн. наук Н. Н. ТИХОДЕЕВ

Научно-исследовательский институт постоянного тока

Начальное напряжение общей короны U_0^* , а также отношение рабочего напряжения к начальному (U/U_0) являются наиболее важными параметрами линии постоянного тока при оценке ожидаемого уровня потерь мощности на корону.

На практике при расчете начальных напряжений короны уже для случая одиночного гладкого провода приходится использовать те или иные эмпирические зависимости $E_0 = f(r_0)$, где E_0 — начальная коронная напряженность, r_0 — радиус провода. Еще сложнее обстоит дело с расчетом начальных напряженностей и, следовательно, напряжений для применяемых на практике расщепленных и витых проводов, для которых начальные напряженности до сих пор не обследованы.

Предлагаемый ниже метод расчета начального напряжения для расщепленных и витых проводов можно разбить на две части. Первая часть — нахождение аналитической связи между максимальной напряженностью поля у поверхности провода и напряжением — решается методами электростатики. Вторая часть — определение напряженности у поверхности провода, при которой возникает корона, — решается методами теории газового разряда.

Электростатическое поле у поверхности расщепленного и витого проводов. Расчету поля гладкого расщепленного провода посвящен ряд работ, например [Л. 1]. Однако в связи с тем, что полученное в [Л. 1] решение мало удобно для дальнейших выкладок, используем для расчета поля весьма простой и точный метод многократного отображения в круге [Л. 3], опирающийся на классический метод отображения в круге [Л. 2]. Так как при расщеплении проводов всегда $\frac{D}{r_0} > 10$ (D — расстояние между осями составляющих проводов, r_0 — радиус составляющего провода), то, как показано в [Л. 3], можно ограничиться уже первым взаимным отображением.

На рис. 1 приведены схемы расположения зарядов для проводов с двумя, тремя и четырьмя составляющими, соответствующие первому взаимному отображению. По этим схемам легко находится распределение напряженности поля (или потенциала).

В частности, распределение напряженности поля по линии OA в непосредственной близости от поверхности провода ($1 \leq \rho \leq 2$, где $\rho = \frac{r}{r_0}$, а r — расстояние, отсчитываемое от точки O по линии OA), которое потребуется нам в дальнейшем, характеризуется, как легко проверить, следую-

щим соотношением [с точностью до членов порядка $(r_0/D)^2$]:

$$E(\rho) = \frac{q_0}{2\pi\epsilon_0 r_0 \rho} \left[1 + \beta_n \frac{r_0}{D} \rho \left(1 + \frac{1}{\rho^2} \right) \right], \quad (1)$$

где

$$\beta_n = (n-1) \sin \frac{\pi}{n};$$

q_0 — заряд, сосредоточенный на каждом из составляющих проводов;

n — число составляющих проводов в пучке.

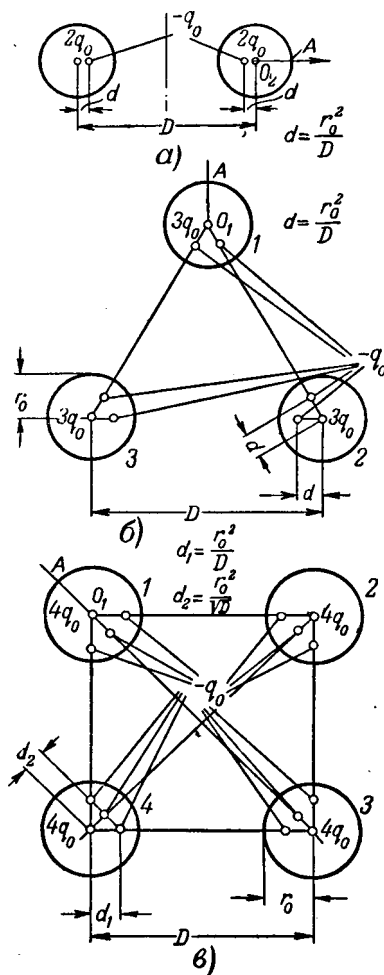


Рис. 1.

Для максимальной напряженности у поверхности провода (в точке A , рис. 1) из соотношения (1) при $\rho = 1$ получается хорошо известное соотношение:

$$E_A = \frac{q_0}{2\pi\epsilon_0 r_0} \left(1 + 2\beta_n \frac{r_0}{D} \right). \quad (2)$$

Рассмотрим поле у поверхности витого провода. Как будет показано в дальнейшем, влияние повива проявляется лишь в непосредственной близости от поверхности провода, где поле можно считать симметричным относительно оси.

* Под начальным мы понимаем напряжение, при котором начинает регистрироваться ток короны на линии с хорошо оттренированными при напряженности $E \geq 40$ кВ/см проводами.

В дальнейшем будем опираться на результаты, полученные В. А. Фоком, рассмотревшим поле кабеля с витой внутренней жилой [Л. 4]. Исходная схема электродов показана на рис. 2.

В силу симметричности поля на линиях BC и AD $\frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0$ (n нормаль к линии BC или AD). Следовательно, достаточно четырехугольник $ABCD$

конформно отобразить на четырехугольник, для которого комплексный потенциал известен. Так как четырехугольник $ABCD$ ограничен с двух сторон дугами окружностей, то в соответствии с общей теорией конформных преобразований отображающая функция является отношением двух решений уравнения Шварца и выражается через гипергеометрические функции. Теория особого случая отображения четырехугольника с нулевыми углами (в нашем случае таким углом является угол при вершине C) дана В. А. Фоком [Л. 5].

Обозначим $\angle BOA$ через π/n_0 , где n_0 — число жил во внешнем повиве витого провода. В масштабе, выбранном для удобства таким, чтобы радиус круга, на который навиты внешние жилы, был равен единице, внешний радиус витого провода

$$r'_0 = \left(1 + \sin \frac{\pi}{n_0}\right) : \left(1 - \sin \frac{\pi}{n_0}\right),$$

а радиус внешнего цилиндра — R' .

Как показано в приложении, максимальная напряженность у поверхности провода в точке D (рис. 2) связана с потенциалом соотношением:

$$E_D = \left(\frac{4}{3}\right)^3 \left(1 + \frac{8}{n_0^2}\right) \Gamma^2 \left(\frac{5}{4} + \frac{1}{2n_0}\right) \times \\ \times \Gamma^2 \left(\frac{5}{4} - \frac{1}{2n_0}\right) \frac{U}{r'_0 \left[\ln \frac{R'}{r'_0} + \frac{(\pi - \ln 2)}{n_0} \right]}. \quad (3)$$

Для $n_0 \gg 1$

$$\ln \frac{R'}{r'_0} \gg \frac{\pi - \ln 2}{n_0},$$

$$E_D = \frac{1}{m_1} \frac{U}{r'_0 \ln \frac{R'}{r'_0}}, \quad (4)$$

где

$$m_1 = \left(\frac{\pi}{4}\right)^3 \frac{\left(1 - \frac{8}{n_0^2}\right)}{\Gamma^2 \left(\frac{5}{4} + \frac{1}{2n_0}\right) \Gamma^2 \left(\frac{5}{4} - \frac{1}{2n_0}\right)} < 1. \quad (5)$$

Величину $\frac{1}{m_1}$ можно назвать электростатическим коэффициентом негладкости витого провода. Зависимость m_1 от числа жил во внешнем слое витого провода представлена на рис. 3, из которого видно, что при изменении числа жил от 15 до 30 величина m_1 изменяется в узком диапазоне от 0,69 до 0,71. В пределе при очень большом числе жил в повиве (при $n_0 \rightarrow \infty$) $m_1 = 0,717$.

Как видно из формулы (4), при прочих равных условиях (равные внешние радиусы, одинаковое

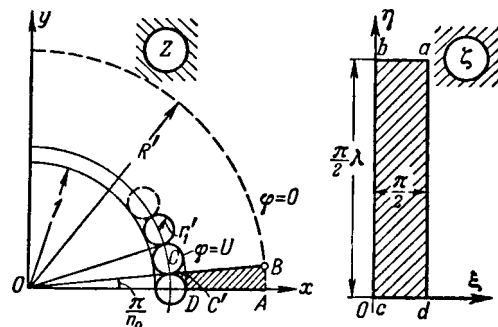


Рис. 2.

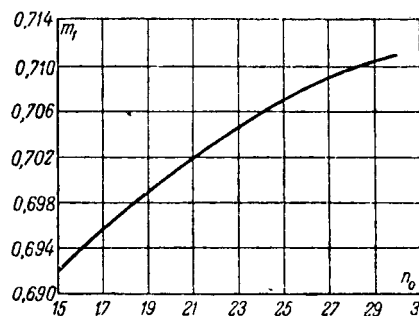


Рис. 3.

R' , равные потенциалы) напряженность поля у поверхности витого провода в $\frac{1}{m_1}$ раз больше, чем у поверхности соответствующего гладкого провода.

Простые вычисления показывают¹, что наличие витой поверхности у провода приводит к изменению его емкости по отношению к емкости гладкого провода на величину

$$\Delta C = \frac{(\pi - 4 \ln 2)}{n_0}, \quad (6)$$

т. е. лишь на 0,2...0,3%.

То обстоятельство, что витая поверхность лишь перераспределяет заряд по участку CD (рис. 2), а суммарный заряд, сосредоточенный на CD , равен заряду, сосредоточенному на площадке $C'D$ соответствующего гладкого провода, которая видна из точки O под тем же углом $\frac{\pi}{n_0}$, позволяет весьма просто рассчитывать напряженности у поверхности витого и расщепленного провода с витыми составляющими не только в том случае, когда вторым электродом является цилиндр, но и в любой схеме электродов, если только последние значительно удалены друг от друга.

Поэтому для витого провода формула (2) может быть записана следующим образом:

$$E_{nAB} = \frac{q_0}{2\pi\epsilon_0 r_0} \frac{1}{m_1} \left[1 + \frac{2(n-1)r_0}{D} \sin \frac{\pi}{n_0} \right], \quad (7)$$

где q_0 — заряд, рассчитываемый для соответствующего гладкого провода.

¹ Так как при конформных преобразованиях областей емкости между электродами остается неизменной, то достаточно вычислить ее для прямоугольника в плоскости ξ .

Начальная напряженность одиночного гладкого провода. Расчет начальных напряжений короны в настоящее время затруднен отсутствием полной ясности в механизме образования вторичных электронов.

Несмотря на ограниченные возможности теории Таунсенда, воспользуемся для сравнительных расчетов начальных коронных напряженностей одиночных гладких, витых и расщепленных проводов условием стационарности самостоятельного разряда в форме ²:

$$\int_{r_0}^{r_i} \alpha dr = \ln \frac{(1+\gamma)}{\gamma}, \quad (8)$$

где γ — характеризует выход вторичных электронов на один ион;

α — первый коэффициент Таунсенда;

r_i — радиус зоны ионизации, внутри которой $\alpha \neq 0$.

За отсутствием надежных теоретических формул для $\alpha = f(E)$ воспользуемся опытными результатами [Л. 8, 9], представленными на рис. 4. В интересном с практической стороны диапазоне напряженностей для проводов предельных диаметров ($r_0 \geq 1$ см) данные рис. 4 хорошо обобщаются уравнением

$$\alpha = b \frac{p_0}{p} (E - E_k)^2, \quad (9)$$

где $E_k = 22,8$ кВ/см — критическая напряженность, при которой $\alpha = 0$;

p — давление ($p_0 = 760$ мм рт. ст., $b = 0,168$).

Введем относительные величины $E_* = \frac{E}{E_k}$ и $\rho = \frac{r}{r_0}$.

Для зоны, близко прилегающей к поверхности рассматриваемого провода (другие электроды сильно удалены), поле обладает осевой симметрией и

$$E(r) = \frac{E_A r_0}{r},$$

или

$$E(\rho) = \frac{E_A}{\rho}, \quad (10)$$

² Следуя Шуману и Н. А. Капцову [Л. 6 и 7].

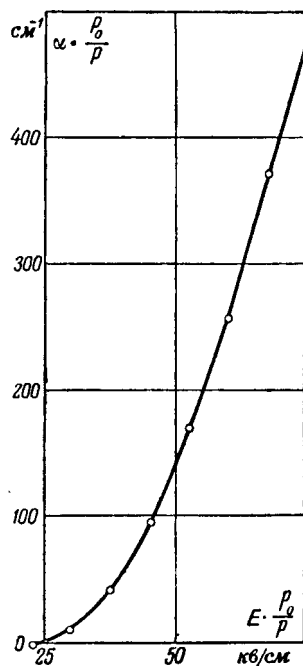


Рис. 4. Опытная зависимость первого коэффициента Таунсенда от напряженности поля $\alpha = f(E)$. Точками обозначены результаты расчетов по формуле (9).

где E_A — напряженность на поверхности провода.

Радиус $\rho_i = \frac{r_i}{r_0}$ определится из условия

$$\rho_i = \frac{E_A}{E_k} = E_{A*}. \quad (11)$$

Выполняя интегрирование в формуле (9) с учетом (10), получаем для момента возникновения короны ($E_{A*} = E_{0*}$)

$$\begin{aligned} E_{0*}^2 - 2E_{0*} \ln E_{0*} &= \\ &= 1 + \frac{A_0 p}{r_0 p_0}, \end{aligned} \quad (12)$$

где

$$A_0 = \frac{\ln \frac{(1+\gamma)}{\gamma}}{E_k^2 b}.$$

Из уравнения (12) по параметрам r_0 , γ и p/p_0 определяется начальная напряженность, т. е. такая напряженность на поверхности провода, по достижении которой возможен самостоятельный разряд.

Принимая во внимание инвариантность уравнения (8) при различных вторичных процессах, подчеркнутую Лебом, и то обстоятельство, что γ входит в A_0 под логарифмом, достаточно оценить порядок γ . По данным небольшого количества измерений [Л. 10 и 11] и расчетов [Л. 12] можно для проводов с $r_0 > 1$ см принять $\gamma = 10^{-4}$.

Графическое решение трансцендентного уравнения (12) хорошо согласуется с экспериментальными данными, относящимися к проводам предельных диаметров и полученными в Научно-исследовательском институте постоянного тока, и

Таблица 1

Начальные (критические) напряженности для гладких проводов, внешние диаметры которых равны внешним диаметрам витых проводов

Марка провода		АСО-272	АСО-332	АСО-392	АСО-480	АСО-578	АСО-712	АСУ-240	АСУ-300	АСУ-400	АС-240	АС-300	АС-400
Диаметр, см		2,27	2,52	2,72	3,02	3,31	3,71	2,24	2,52	2,93	2,15	2,44	2,78
E_0 , кв см	по формуле А. М. Залес- ского	38,8	38,0	37,8	37,2	36,8	36,2	38,9	38,0	37,4	39,1	38,4	37,6
	по уравне- нию (12)	38,9	38,1	37,8	37,3	36,9	36,2	33,9	38,1	37,4	39,2	38,4	37,7

эмпирическим уравнением А. М. Залесского [Л. 13], основанным на обобщении всех имеющихся в литературе опытных данных:

$$E_0 = 24,5 \left(1 + \frac{0,613}{r_0^{0,4}} \right) \frac{\kappa \text{ в}}{\text{см}}, \text{ или} \\ E_{0*} = 1,074 \left(1 + \frac{0,613}{r_0^{0,4}} \right). \quad (13)$$

Для гладких проводов, внешние диаметры которых равны внешним диаметрам проводов марок АС, АСУ и АСО, значения E_0 , вычисленные по уравнению (12) и формуле А. М. Залесского, приведены в табл. 1.

Начальная напряженность расщепленного гладкого провода. Сравнительную оценку начальной напряженности расщепленного провода можно провести тем же методом, что и оценку начальной напряженности одиночного гладкого провода. Так как возникновение короны связано с максимальной напряженностью на поверхности провода, то для расчета начальной напряженности расщепленного провода E_{0n} необходимо знать распределение E по линии OA (рис. 1). Для расщепленных проводов, у которых составляющие расположены по углам равностороннего n -угольника, распределение напряженности находится из соотношения (1):

$$E_{n*}(\rho) = \frac{E_{An*}}{\left(1 + 2\beta_n \frac{r_0}{D} \right)} \frac{1}{\rho} \left[1 + \beta_n \frac{r_0}{D} \left(1 + \frac{1}{\rho^2} \right) \right], \quad (14)$$

где E_{An*} — относительная напряженность в точке A , а ρ имеет тот же смысл, что и для одиночного провода ($\rho = r/r_0$).

Сравнительные расчеты распределения напряженности $E(\rho)$ для одиночного и расщепленного проводов показывают, что если совместить значения максимальных напряженностей на поверхности провода ($E_{An*} = E_{A1*}$), то в случае расщепленных проводов спад E_* с увеличением ρ происходит несколько более плавно, чем у одиночного провода, и поэтому зона ионизации ограничивается радиусом

$$\rho_{in} = E_{An*} + \beta_n \frac{r_0}{D} [1 - E_{An*}(2 - E_{An*})] > \rho_{i1}.$$

Зная размер зоны ионизации и выполняя интегрирование выражения (8), запишем результат с точностью до $(r_0/D)^2$:

$$E_{0n*}^2 - 2E_{0n*} \ln E_{0n*} + \delta_n(E_{0n*}) = 1 + \frac{A_0}{r_0} \frac{\rho}{\rho_0}, \quad (15)$$

где

$$\delta_n = 2\beta_n \frac{r_0}{D} E_{0n*} \left[2 + \frac{1}{2E_{0n*}} - \frac{5}{2} E_{0n*} + (E_{0n*} + 2) \ln E_{0n*} \right] \quad (16)$$

— поправка к функции $f(E_{0*})$ для одиночного провода.

Так как δ_n мало по сравнению с $f(E_{0n*})$, то для нахождения корня целесообразно пользоваться

методом уточнения корня по Ньютону. В качестве нулевого приближения для E_{0n*} примем E_{0*} одиночного провода радиусом r_0 , равным радиусу составляющего провода. В первом приближении имеем:

$$E_{0n*} = E_{0*} - \Delta_n, \quad (17)$$

где

$$\Delta_n = \beta_n \frac{r_0}{D} \frac{E_{0*} \left[2 + \frac{1}{2E_{0*}} - \frac{5}{2} E_{0*} + (E_{0*} + 2) \ln E_{0*} \right]}{(E_{0*} - \ln E_{0*} - 1)}. \quad (18)$$

Из формул (17) и (18) видно, что уменьшение начальной напряженности у расщепленного провода пропорционально r_0/D . Проведенные расчеты показали, что при принятых для линий отношениях r_0/D E_{0n*} отличается от E_{0*} в меньшую сторону на 1...3%. Как уже отмечалось, более раннее возникновение короны на расщепленном проводе связано с более медленным, чем в случае одиночного провода, спадом $E_n(\rho)$ на периферийном участке зоны ионизации.

Начальная напряженность витого провода. Сложность функций (1,8)...(1,12), при помощи которых рассчитывается напряженность поля у поверхности витого провода, не дает возможности найти непосредственно зависимость $E(\rho)$, как это удалось сделать при расчете начальных напряженностей гладких одиночных и расщепленных проводов. В данном случае ρ и E приходится рассчитывать отдельно, задаваясь различными значениями η в плоскости ζ .

Такой расчет проведен для наиболее интересных с практической точки зрения витых проводов марок АС, АСУ и АСО, число жил в верхнем поясе которых равно соответственно: 17, 18 и 24. Результаты расчета показали, что спад напряженности при $n_0 = 17-24$ практически не зависит от n_0 . Наличие витой поверхности у провода приводит к резкому спаду напряженности непосредственно у его поверхности (рис. 5, кривая 1). При $\rho \approx 1,3$ резкий спад E прекращается. Дальнейшее уменьшение E идет по закону $\frac{E_D m_1}{\rho}$ (кривая 2,

рис. 5), т. е. совершенно так же, как и в случае гладкого провода с тем же диаметром (при равном потенциале на проводе).

То обстоятельство, что в пределах зоны ионизации напряженность поля у поверхности витого провода спадает значительно быстрее, чем в случае гладкого, приводит не к снижению начальной напряженности у витого провода, как это считали все исследователи, начиная с Ф. Пика, а к заметному ее увеличению по сравнению с гладким проводом.

Приближенную оценку начальной напряженности витого провода E_{0b} можно получить из уравнения (8), если воспользоваться аппроксимацией функции $E(\rho)$. Для проводов предельных

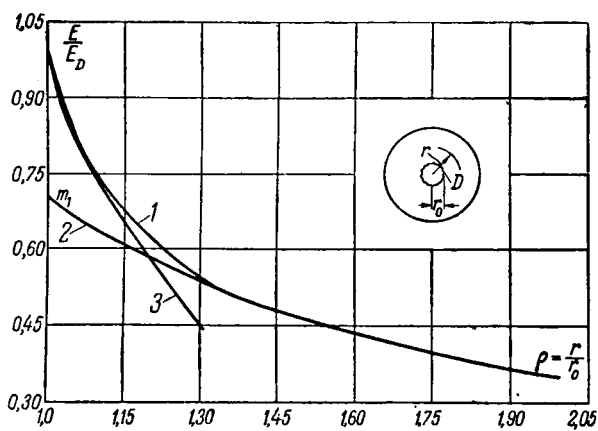


Рис. 5. Зависимость относительной напряженности поля $\frac{E}{E_D}$ у поверхности витого и гладкого проводов от

$$\rho = \frac{r}{r_0}.$$

1 — витой провод ($n_0 = 17, 18$ и 24); 2 — гладкий провод;
3 — аппроксимирующая функция.

диаметров ($r_0 > 1$ см) в качестве таковой можно выбрать ⁴:

$$E(\rho) = \frac{E_D}{\rho^3}$$

(кривая 3 рис. 5).

Подставляя $E(\rho)$ в уравнение (8), получаем для момента возникновения короны ($E_D = E_{ob}$,

$$E_{ob*} = \frac{E_{ob}}{E_*}, \rho_{ib} = E_{ob*}^{1/3}:$$

$$\frac{E_{ob*}^2}{5} \left(1 - \frac{1}{E_{ob*}^{5/3}} \right) - E_{ob*} \left(1 - \frac{1}{E_{ob*}^{2/3}} \right) + E_{ob*}^{1/3} = 1 + \frac{A_0 \rho}{r_0 \rho_0}. \quad (19)$$

Для упрощения всех последующих расчетов удобно ввести коэффициент $m_2 = \frac{E_{ob*}}{E_0}$, характеризующий соотношение начальных напряженностей витого и соответствующего гладкого проводов. Проведенные по формуле (19) расчеты показали, что при принятом законе спада $\left(\frac{E}{E_D} = \frac{1}{\rho^3} \right)$ коэффициент m_2 для всех проводов марок АС, АСУ и АСО независимо от диаметра провода, остается практически постоянным и равным 1,21.

Так как действительная кривая $\frac{E}{E_D} = f(\rho)$ при $1,2 < \rho < 1,3$ расположена несколько выше принятой в расчете аппроксимации, то коэффициент m_2 , полученный расчетом, дает несколько завышенное значение. Более точные численные расчеты приводят к $m_2 = 1,17$. Таким образом, сум-

марный коэффициент негладкости $m = m_1 m_2 = 0,7 \cdot 1,17 \approx 0,82$, он практически одинаков для всех витых проводов марок АС, АСУ и АСО. Величина этого коэффициента хорошо согласуется с эмпирически подобранными коэффициентами негладкости [Л. 14]. Как показали проведенные расчеты, в случае расщепленных проводов можно принять, что $E_{0n*} \approx E_{ob*}$, так как у витого провода по сравнению с соответствующим гладким проводом зона ионизации имеет значительно меньшие размеры, при которых влияние соседних с рассматриваемым составляющих проводов на закон изменения $E(\rho)$ мало и им можно пренебречь.

Начальные напряжения для проводов различных конструкций. Проведенные расчеты электростатических полей и начальных напряжений гладких и витых проводов как одиночных, так и расщепленных показывают, что для определения начальных напряжений гладких расщепленных проводов следует пользоваться соотношениями вида (2), если под E_{nA} понимать начальную напряженность соответствующего расщепленного провода, вычисляемую по формуле (17). Для одиночного витого провода и расщепленного провода с витыми составляющими можно пользоваться соотношениями типа (7), в которых под E_{nA} следует понимать начальную напряженность для одиночного витого провода.

Для расчета начальных напряжений линии постоянного тока удобно ввести понятие коэффициента эффективности расщепления [Л. 3], под которым понимается отношение

$$K_n = \frac{U_{0n}}{U_{01}},$$

где индекс n — количество составляющих в расщепленном проводе;

U_{01} — начальное напряжение линии с одиночными проводами радиуса r_0 ;

U_{0n} — начальное напряжение той же линии с расщепленными проводами, состоящими из n проводов радиуса r_0 .

В табл. 2 и 3 приведены формулы для вычисления коэффициента эффективности расщепления для униполярного и биполярного вариантов линий постоянного тока. При этом U_{01} рассчитываются по формулам:

для биполярной линии

$$U_{01} = 2E_0 r_0 m_1 m_2 \ln \left[\frac{2b}{r_0} \sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2} \right];$$

для униполярной

$$U_{01} = E_0 r_0 m_1 m_2 \ln \frac{2H}{r_0},$$

где $m = m_1 m_2$ — суммарный коэффициент негладкости.

Для гладких проводов следует принимать $m = m_1 m_2 = 1$; для витых $m = 0,82$.

⁴ Следует заметить, что указанная аппроксимация справедлива лишь для $n_0 \geq 17$ и проводов с радиусом $r_0 > 1$ см, для которых E_{ob*} не превосходит 2, а зона ионизации лежит в пределах $1 < \rho < 1,3$.

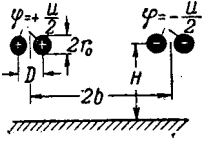
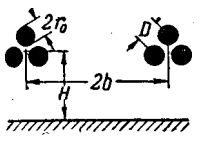
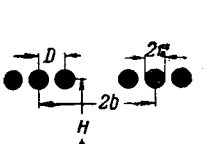
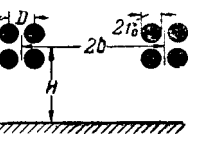
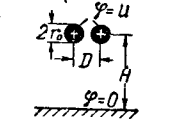
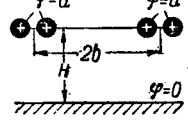
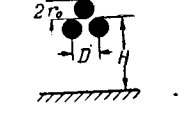
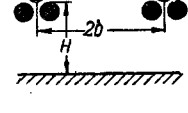
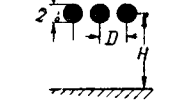
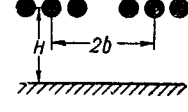
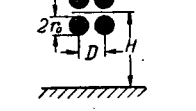
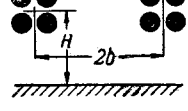
Биполярная линия с расщеплением проводов	Коэффициент эффективности расщепления биполярной линии $K = \frac{U_{0n}}{U_{01}}$
	$K_2 = \frac{\ln \left[\frac{(2b)^2}{r_0 D} \frac{1}{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2} \right]}{\left(1 + 2 \frac{r_0}{D} \right) \ln \left[\frac{2b}{r_0} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2}} \right]} \cdot \frac{E_{02}}{E_{01}}$
	$K_3 = \frac{\ln \left\{ \frac{(2b)^3}{r_0 D^2} \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2 \right]^{3/2}} \right\}}{\left(1 + 2 \sqrt{3} \frac{r_0}{D} \right) \ln \left[\frac{2b}{r_0} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2}} \right]} \cdot \frac{E_{03}}{E_{01}}$
	$K_{3'} = \frac{\ln \left[\frac{2b^2}{r_0 D} \frac{1}{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2} \right] - 2 \frac{\left[\ln \frac{2b}{D} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2}} \right]^2}{\ln \frac{2b}{r_0} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2}}}}{\left(1 + 3 \frac{r_0}{D} \right) \ln \frac{D}{r_0} - 2 \frac{r}{D} \ln 2} \cdot \frac{E_{03'}}{E_{01}}$
	$K_4 = \frac{\ln \left\{ \frac{(2b)^4}{\sqrt{2} r_0 D^3} \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2 \right]^2} \right\}}{\left(1 + 3 \sqrt{2} \frac{r_0}{D} \right) \ln \left[\frac{2b}{r_0} \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{b}{H} \right)^2}} \right]} \cdot \frac{E_{04}}{E_{01}}$

Таблица 3

Вид расщепления провода	Коэффициент эффективности расщепления $k_n = \frac{U'_{0n}}{U_{01}}$	Униполярная линия с расщеплением проводов	Коэффициент эффективности расщепления униполярной линии $K_n = \frac{U_{0n}}{U_{01}}$
	$k_2 = \frac{\ln \frac{(2H)^2}{r_0 D}}{\left(1 + 2 \frac{r_0}{D} \right) \ln \frac{2H}{r_0}} \cdot \frac{E_{02}}{E_{01}}$		$K_2 = k_2 \left\{ 1 + \frac{\ln \left[1 + \left(\frac{H}{b} \right)^2 \right]}{\ln \frac{(2H)^2}{r_0 D}} \right\}$
	$k_3 = \frac{\ln \frac{(2H)^3}{r_0 D^2}}{\left(1 + 2 \sqrt{3} \frac{r_0}{D} \right) \ln \frac{2H}{r_0}} \cdot \frac{E_{03}}{E_{01}}$		$K_3 = k_3 \left\{ 1 + \frac{3}{2} \frac{\ln \left[1 + \left(\frac{H}{b} \right)^2 \right]}{\ln \frac{(2H)^3}{r_0 D^2}} \right\}$
	$k_{3'} = \frac{\ln \frac{2H^2}{r_0 D} - 2 \left(\ln \frac{2H}{D} \right)^2 / \ln \frac{2H}{r_0}}{\left(1 + 3 \frac{r_0}{D} \right) \ln \frac{D}{r} - 2 \frac{r_0}{D} \ln 2} \cdot \frac{E_{03'}}{E_{01}}$		$K_{3'} \approx k_{3'} \left\{ 1 + \frac{3}{2} \frac{\ln \left[1 + \left(\frac{H}{b} \right)^2 \right]}{\ln \frac{4H^3}{r_0 D^2}} \right\}$
	$k_4 = \frac{\ln \frac{(2H)^4}{\sqrt{2} r_0 D^3}}{\left(1 + 3 \sqrt{2} \frac{r_0}{D} \right) \ln \frac{2H}{r_0}} \cdot \frac{E_{04}}{E_{01}}$		$K_4 = k_4 \left\{ 1 + 2 \frac{\ln \left[1 + \left(\frac{H}{b} \right)^2 \right]}{\ln \frac{(2H)^4}{\sqrt{2} r_0 D^3}} \right\}$

В табл. 4 начальные напряжения, вычисленные по предложенной методике и относящиеся к наиболее исследованному случаю короны в цилиндре, сопоставлены с экспериментальными.

Таблица 4

Марка провода	Исходные данные	U ₀ , кВ	
		теоретическое	опытное
	Внешний цилиндр		
АС-400	R=100 см	184	190 (+); 180 (-)
АСС-480	R=150 см	213	220 (~)
АСУ-400	R=150 см	208	210 (~)
АСУ-385	R=100 см	149	150 (+; -)
Гладкая труба	R=150 см, r ₀ =1,5 см	257	260 (~)
Гладкая труба	R=100 см, r ₀ =1,8 см	265	260 (-); 270 (+)

Формулы, приведенные в табл. 2 и 3, могут быть легко обобщены на случай трехфазной линии с расщепленными проводами.

Следует подчеркнуть, что рекомендуемые формулы для определения начальных напряжений короны относятся к так называемой «общей» короне, т. е. моменту возникновения короны на хорошо полированных и оттренированных при градиентах 40 ... 50 кВ/см проводах. При расчете начальных напряжений «местной» короны предложенные формулы необходимо дополнить поправочными коэффициентами, величину которых можно, по-видимому, получить лишь путем сравнения значений E₀, полученных путем измерения на опытных линиях, с расчетными.

Проведенные выше расчеты начальных напряженностей короны, конечно, далеко не идеальны. Они не являются строго теоретическими, так как базируются на эмпирических данных α=f(E) и γ. В расчетах не учитываются также различие в величине E₀₊ и E₀₋, наблюдающееся на опыте, и ряд других особенностей.

В заключение пользуюсь случаем выразить глубокую благодарность А. М. Залесскому и В. И. Попкову за критические замечания, которые были учтены автором.

Приложение. К расчету электростатического поля у поверхности витого провода. Как показано в [Л. 4], взаимно отображаемые точки, расположенные на линиях AD в плоскости z и ad в плоскости ζ=ξ+iη, связаны следующими соотношениями:

В соотношениях (1) и (2) через F обозначена гипергеометрическая функция F(α, β, γ, t),

$$A\left(\frac{1}{n_0}\right) = \frac{1}{A\left(-\frac{1}{n_0}\right)} =$$

$$= \frac{\Gamma\left(1 + \frac{1}{n_0}\right) \Gamma\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n_0}\right)}{\Gamma\left(1 - \frac{1}{n_0}\right) \Gamma\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{n_0}\right)} \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi}{2n_0}\right), \quad (1,3)$$

$$B\left(\frac{1}{n_0}\right) = \frac{1 + \sin \frac{\pi}{n_0}}{2\pi^2} \Gamma^2\left(\frac{1}{4} - \frac{1}{2n_0}\right) \Gamma^2\left(\frac{1}{4} + \frac{1}{2n_0}\right), \quad (1,4)$$

где Γ — гамма-функция, а λ₀ — отношение сторон прямоугольника в плоскости ζ, которое находится из равенства:

$$e^{\frac{\pi\lambda_0}{n_0}} = R'A\left(-\frac{1}{n_0}\right). \quad (1,5)$$

Опуская промежуточные выкладки, в которых использованы разложения в ряды по степеням 1/n₀ и π/n₀ и отброшены члены порядка (1/n₀)³ и (π/n₀), а также использованы функциональные соотношения для функции Γ, получаем следующее выражение для λ₀:

$$\lambda_0 = \frac{n_0}{\pi} \left[\ln \frac{R'}{r_0} + \frac{(\pi - 4\ln 2)}{n_0} \right]. \quad (1,6)$$

Так как напряженность поля в плоскости ζ

$$E(\xi) = i \frac{2U}{\pi\lambda_0},$$

а напряженности в плоскостях z и ζ связаны соотношением⁵

$$E(z) = E(\zeta) \frac{1}{z_\zeta}, \quad (1,7)$$

то для максимальной напряженности у поверхности провода в точке D (рис. 2) имеем:

$$(z'_\eta)_{\eta=0} = 2 \frac{B\left(\frac{1}{n_0}\right) - B\left(-\frac{1}{n_0}\right)}{B^2\left(-\frac{1}{n_0}\right)},$$

и, следовательно, получаем формулу (3) (стр. 13).

При расчете напряженности поля по линии AD (рис. 2) в зоне ионизации воспользуемся формулами (1), (2) и (7).

⁵ Здесь черта над z означает знак сопряжения.

$$z = \frac{B\left(\frac{1}{n_0}\right) F\left(\frac{1}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{4} + \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{2}, -\operatorname{sh}^2 \eta\right) - 2\operatorname{sh} \eta F\left(\frac{3}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{4} + \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{2}, -\operatorname{sh}^2 \eta\right)}{B\left(-\frac{1}{n_0}\right) F\left(\frac{1}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{4} + \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{2}, -\operatorname{sh}^2 \eta\right) - 2\operatorname{sh} \eta F\left(\frac{3}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{4} + \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{2}, -\operatorname{sh}^2 \eta\right)}, \quad (1,1)$$

удобным для вычислений при 0 < η < 0,5, и

$$z = A\left(\frac{1}{n_0}\right) e^{-2\frac{\eta}{n_0}} \frac{F\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n_0}, \frac{1}{2}, 1 - \frac{1}{n_0}, -e^{-2\eta}\right) + \frac{e^{2\eta-2\pi\lambda_0}}{4\left(1 + \frac{1}{n_0}\right)}}{F\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{n_0}, \frac{1}{2}, 1 + \frac{1}{n_0}, -e^{-2\eta}\right) + \frac{e^{2\eta-2\pi\lambda_0}}{4\left(1 - \frac{1}{n_0}\right)}}, \quad (1,2)$$

удобным для вычислений при η ≥ 0,5.

Из формулы (1) непосредственно получаем следующее выражение для безразмерного радиуса (при $0 \leq \eta < 0,5$), характеризующего положение точки на линии AD:

$$\rho = \frac{z}{r'_0} = 1 + 2 \frac{B\left(\frac{1}{n_0}\right) - B\left(-\frac{1}{n_0}\right)}{B\left(\frac{1}{n_0}\right) B\left(-\frac{1}{n_0}\right)} \phi(\eta), \quad (I,8)$$

$$1 - \frac{2}{B\left(-\frac{1}{n_0}\right)} \phi(\eta),$$

где⁶:

$$\left. \begin{aligned} \phi(\eta) &= \operatorname{th} \eta \frac{F_2}{F_1}, \\ F_1 &= F\left(\frac{1}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{1}{2}, \operatorname{th}^2 \eta\right), \\ F_2 &= F\left(\frac{3}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{4} - \frac{1}{2n_0}, \frac{3}{2}, \operatorname{th}^2 \eta\right). \end{aligned} \right\} \quad (I,9)$$

Напряженность поля $E(\rho)$ вдоль AD, выраженная через максимальную напряженность на поверхности провода в точке D, определится из формулы (7):

$$\frac{E(\rho)}{E_D} = \frac{\left(1 - \frac{\pi^2}{n_0^2}\right) \left[1 - \frac{m_1}{\left(1 - \frac{\pi}{n_0}\right)} \psi(\eta)\right]^2}{\frac{\partial \phi(\eta)}{\partial n}}. \quad (I,10)$$

При $\eta > 0,5$ в соответствии с формулой (2) имеем⁷:

$$\rho = \frac{A\left(\frac{1}{n_0}\right)}{r'_0} \left(1 + \frac{2}{n_0} e^{-2\eta}\right) \phi_1(\eta), \quad (I,11)$$

⁶ Так как для всех гипергеометрических функций, входящих в формулы (1) и (2), $\operatorname{Re}(\gamma - \alpha - \beta) = 0$, то для улучшения сходимости рядов целесообразно воспользоваться известным функциональным соотношением;

$$F(\alpha, \beta, \gamma, t) = (1-t)^{-\alpha} F\left(\alpha, \gamma - \beta, \gamma, \frac{t}{1-t}\right).$$

Для новой гипергеометрической функции $\operatorname{Re}(\gamma - \alpha - \beta) > 0$ и, следовательно, последняя будет сходиться равномерно.

⁷ Членами $e^{2\eta - 2\pi\lambda_0}$ в формуле (2) можно пренебречь, так как в нашем случае $\lambda > 1$.

$$\frac{E(\rho)}{E_D} = \frac{r'_0 m_1}{A\left(\frac{1}{n_0}\right) \left[\frac{n_0}{2} \left(1 + \frac{2}{n_0} e^{-2\eta}\right) \frac{\partial \phi_1(\eta)}{\partial \eta} - 2e^{-2\eta} \phi_1(\eta)\right]}, \quad (I,12)$$

$$A\left(\frac{1}{n_0}\right) = \left(1 + \frac{\pi}{n_0}\right) e^{\frac{4}{n_0}},$$

$$\phi_1(\eta) = e^{\frac{2\eta}{n_0}} \frac{F_3}{F_4},$$

$$F_3 = F\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n_0}, \frac{1}{2} - \frac{1}{n_0}, 1 - \frac{1}{n_0}, \frac{e^{-\eta}}{2\operatorname{ch} \eta}\right),$$

$$F_4 = F\left(\frac{1}{2} + \frac{1}{n_0}, \frac{1}{2} + \frac{1}{n_0}, 1 + \frac{1}{n_0}, \frac{e^{-\eta}}{2\operatorname{ch} \eta}\right).$$

Литература

1. E. Clarke. Tr. AIEE, т. IX, стр. 809, дискуссия, 1932.
2. Г. А. Гринберг. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. Изд. АН СССР, М.—Л., 1948.
3. Н. Н. Тиходеев. ЖТФ, т. XXIII, вып. 10, стр. 1773, 1953.
4. В. А. Фок и В. Н. Малышев. Труды Ленингр. физико-технической лаборатории, вып. 5, стр. 110, 1928.
5. В. А. Фок. Журнал Ленингр. физико-математического общества, т. 1, вып. 2, стр. 147, 1927.
6. W. Schumann. Elektr. Durchbruchfeldstärke von Gasen, 1923.
7. Н. А. Капцов. Коронный разряд. Гостехиздат, 1947.
8. E. H. Sanders, Phys. Rev., т. 41, стр. 667, 1932; т. 44, стр. 1020, 1933.
9. K. Masch, A. f. E., т. 26, стр. 589, 1932.
10. D. Q. Posin. Phys. Rev., т. 50, стр. 650, 1936.
11. Cravath, Phys. Rev., т. 47, стр. 254, 1935.
12. Г. Н. Александров. ЖТФ, XXVI, вып. 8, стр. 1769, 1956.
13. А. М. Залесский. Труды ЛПИ, т. 3, стр. 94, 1948.
14. А. М. Залесский. Передача электрической энергии. Госэнергоиздат, Л. М., 1948.

[11. 3. 1957]



К теории городских распределительных электросетей¹

Инж. В. А. КОЗЛОВ

Ленинградская кабельная сеть

В современных курсах электрических сетей основное внимание уделяется расчетам электрических режимов, технико-экономические же вопросы затрагиваются попутно, их рассмотрение ограничивается выбором сечения проводов по экономической плотности тока, определением оптимального количества сетевых подстанций (ТП). Между тем рассмотрение технико-экономических закономерностей, имеющих место

в электрических сетях, должно составлять основное содержание их теории.

Любая электрическая сеть должна быть выполнена рационально, т. е. все технические и экономические параметры сети должны находиться в таких соотношениях, чтобы ее суммарные показатели были наиболее выгодными. Теория сетей должна вскрывать эти соотношения. Она должна указывать пути и содержать критерии наиболее выгодного выполнения сетей. С этой точки зрения расчеты электрических режимов играют вспо-

¹ Печатается в порядке обсуждения.

могательную роль, так как определяют только технические параметры отдельных элементов сети.

Попытаемся получить более широкий, чем обычно, круг технико-экономических зависимостей рационально выполненной городской распределительной сети. Для этого проведем анализ ее суммарных годовых расходов и первоначальных затрат. В соответствии с Правилами устройства электротехнических установок [Л. 1] в качестве основного показателя рациональности примем минимум годовых расходов с учетом эффективности капитальных вложений. Отметим при этом, что рассматриваемые расчеты имеют относительную точность [Л. 2 и 3], а определение окупаемости первоначальных затрат — дискуссионный характер [Л. 4].

Поставленную задачу выполним в два этапа. Сначала определим зависимости, имеющие место в городской сети при условии минимума годовых расходов, а затем внесем поправки в них на эффективность первоначальных затрат.

Годовые расходы городской электросети складываются из расходов по сетевым подстанциям, сетям высокого и низкого напряжений и стоимости потерь энергии в сети низкого напряжения (потери в сети высокого напряжения не учитываются). В статье В. Буллерда и др. [Л. 5] показано, что все перечисленные составляющие могут быть с достаточной точностью выражены в зависимости от мощности ТП или сечения проводов сетей. В соответствии с этим годовые расходы на эксплуатацию ТП (руб/год).

$$C'_1 = n(C_{01} + C_1 P_m),$$

где C_{01} — независимая от мощности ТП часть годовых расходов, руб/год;
 $C_1 P_m$ — зависящая от мощности ТП часть годовых расходов, руб/год;
 P_m — мощность ТП, *квa*;
 n — число ТП.

Годовые расходы на эксплуатацию сети низкого напряжения (руб/год)

$$C'_2 = n(C_{02} + C_2 s)L,$$

где C_{02} — независимая от сечения проводов часть годовых расходов, руб/год·м;
 $C_2 s$ — зависящая от сечения проводов часть расходов, руб/год·м;
 s — сечение проводов сети низкого напряжения, $мм^2$;
 L — длина сети низкого напряжения одной ТП, м.

Годовые расходы сети высокого напряжения (руб/год)

$$C'_3 = n(C_{03} + C_3 s')L',$$

где C_{03} — независимая от сечения проводов часть годовых расходов, руб/год·м;
 $C_3 s$ — зависящая от сечения проводов часть расходов, руб/год·м;

s'_1 — сечение проводов сети высокого напряжения, $мм^2$;

L' — длина сети низкого напряжения одной ТП, м.

Стоимость годовых потерь энергии в сети низкого напряжения (руб/год)

$$C'_4 = n\Delta p\sigma\tau,$$

где Δp — потери мощности в сети низкого напряжения одной ТП, *квт*;

σ — стоимость потерь энергии, руб/квт·ч;

τ — годовое число часов максимальных потерь.

Следовательно, суммарные годовые расходы городской распределительной сети (руб/год)

$$C' = n(C_{01} + C_1 P_m) + n(C_{02} + C_2 s)L + n(C_{03} + C_3 s')L' + n\Delta p\sigma\tau.$$

Обычно суммарные годовые расходы относят к длине сети низкого напряжения, поэтому

$$C = \frac{C'}{nL} = \frac{C_{01}}{L} + \frac{C_1 P_m}{L} + C_{02} + C_2 s + (C_{03} + C_3 s')\frac{L'}{L} + \frac{\Delta p\sigma\tau}{L}.$$

В нашей предыдущей работе [Л. 2] предпоследний член уравнения принят равным:

$$(C_{03} + C_3 s')\frac{L'}{L} = B \frac{D}{P_m},$$

где $D = \frac{P_m}{L}$ — погонная плотность нагрузки, *квa/м*;

B — годовые расходы сети высокого напряжения одной ТП, руб/год.

Если положить, что каждая ТП имеет m магистралей, связанных с другими ТП, то с учетом распределения нагрузки и в соответствии с Л. 2] имеем:

$$\Delta P = \frac{P_m^2 L 10^3}{k^2 m^2 \gamma U^2 s},$$

где k — коэффициент распределения нагрузки.

Таким образом, окончательно для суммарных годовых расходов можно написать следующее выражение:

$$C = \frac{C_{01} + B}{P_m} D + C_1 D + C_{02} + C_2 s + \frac{P_m^2 L 10^3}{k^2 m^2 \gamma U^2 s}. \quad (1)$$

В соответствии с поставленным выше условием считаем, что рационально выполненная городская электросеть должна иметь минимальные годовые расходы. Чтобы найти значения P_m и s , при которых $C = C_{\min}$, необходимо решить систему уравнений:

$$\frac{\partial C}{\partial s} = C_2 - \frac{P_m^2 c \tau 10^3}{k^2 m^2 \gamma U^2 s^2} = 0;$$

$$\frac{\partial C}{\partial P_m} = -\frac{C_{01} + B}{P_m^2} D + \frac{2 P_m c \tau 10^3}{k^2 m^2 \gamma U^2 s} = 0.$$

Решив систему этих уравнений, получим оптимальную мощность ТП (к_{ва}):

$$P_{mo} = \sqrt{\frac{(C_{01} + D) D k m U}{2 \sqrt{\frac{c \tau C_2 10^2}{\gamma}}}} \quad (2)$$

и оптимальное сечение сети низкого напряжения (мм²)

$$s_o = \sqrt{\frac{(C_{01} + B) D}{2 k m U C_2}} \sqrt{\frac{c \tau 10^3}{\gamma C_2}}. \quad (3)$$

Как видно из выражений (2) и (3), с увеличением экономических постоянных B и C_{01} увеличиваются значения P_{mo} и s_o , т. е. становится более рациональным увеличивать дальность передачи энергии по сети низкого напряжения. Уменьшение указанных показателей приводит к обратным результатам.

Изменение таких технических данных сети, как количество распределительных линий, напряжения сети и характера распределения нагрузки, сказывается на величине оптимальных параметров различно. Если при увеличении m , U и k значение P_{mo} увеличивается, то значение s_o , наоборот, уменьшается. Последнее закономерно, так как увеличение, например, коэффициента k означает уменьшение потерь энергии в сети низкого напряжения. Следовательно, при прочих равных условиях это прежде всего должно приводить к уменьшению оптимального сечения s_o . Кроме того, должна возрасти оптимальная мощность P_{mo} , так как появляется возможность увеличить дальность передачи энергии по сети низкого напряжения ввиду меньших потерь энергии.

Как видно из предыдущего, выбор оптимального сечения сети низкого напряжения нами произведен экономическим путем, т. е. с учетом расхода проводникового металла и потерь энергии в проводах. Чтобы отличить полученное таким образом сечение от сечения, выбираемого по экономической плотности тока, будем называть его оптимальным.

Затраты проводникового металла в сети низкого напряжения одной ТП (кг)

$$G = m 3,5 L_o s_o g_0 10^{-3}, \quad (4)$$

где L_o — оптимальная длина магистрали низкого напряжения, м;

g_0 — удельный вес материала проводов, кг/дцм³;

3,5 — число проводов магистрали (сечение нулевого провода принимается равным половине сечения фазного).

В нашем случае оптимальная длина

$$L_o = \frac{P_{mo}}{m D}. \quad (5)$$

Подставляя в выражение (4) значения s_o и L_o из выражений (3) и (5), получим:

$$G = 1,75 \frac{C_{01} + B}{C_2} g_0 10^{-3}. \quad (6)$$

Как видно, расход металла в сети низкого напряжения одной ТП определяется экономиче-

скими постоянными C_{01} , B , C_2 и удельным весом материала проводов. С увеличением постоянных B и C_{01} расход металла увеличивается, а с увеличением постоянной C_2 , наоборот, уменьшается. Но он не зависит от плотности и характера распределения нагрузки, напряжения и конфигурации сети и других показателей.

Оптимальные параметры сети нами определены по экономическому сечению проводов сети низкого напряжения. Однако они могут быть выбраны по сечению, найденному по допустимой потере напряжения или плотности тока. Можно показать, что расход проводникового материала сети одной ТП останется неизменным.

Выбранное по допустимой потере напряжения сечение магистрали низкого напряжения (мм²)

$$s_n = k_n \frac{P_{0n} L_{0n} 10^5}{\gamma U^2 e},$$

где P_{0n} — суммарная нагрузка магистрали, к_{ва};

L_{0n} — длина магистрали, м;

e — допустимая потеря напряжения, %;

k — коэффициент распределения нагрузки по напряжению.

В рассматриваемом случае

$$L_{0n} = \frac{P_{mn}}{m D}; \quad P_{0n} = \frac{P_{mn}}{m},$$

где P_{mn} — оптимальная мощность ТП, к_{ва}, в случае выбора сечения проводов по допустимой потере напряжения.

Следовательно

$$s_n = k_n \frac{P_{mn}^2 \cdot 10^5}{m^2 \gamma D U^2 e}. \quad (7)$$

Если значение s_n подставить в выражение (1), то уравнение суммарных годовых расходов будет иметь следующий вид:

$$C_n = \frac{C_{01} + B}{P_{mn}} D + C_1 D + C_{02} + \frac{C_2 k_n P_{mn}^2 10^5}{m \gamma D U^2 e} + \frac{c \tau D e}{k_n k^2 10^5}.$$

Из этого уравнения нетрудно получить минимальное значение годовых расходов при оптимальной мощности ТП:

$$P_{mn} = \sqrt[3]{\frac{(C_{01} + B) D^2 m^2 U^2 \gamma e}{2 k_n C_2 10^5}}. \quad (8)$$

Подставляя значения s_n и P_{mn} из выражений (7) и (8) в выражение (4), убедимся, что и в этом случае расход проводникового материала в сети низкого напряжения одной ТП будет равен расходу, определенному по экономическому сечению (6). Можно прийти к тому же выводу, если при выборе сечения проводов низкого напряжения параметры сети определять по допустимой плотности тока.

Сказанное позволяет принять расход металла в сети низкого напряжения одной ТП в качестве одного из показателей целесообразности выбранного варианта горсети. Он полностью удовлетво-

ряет первому критерию, отмеченному в статье И. С. Бессмертного [Л. 6], так как расход проводникового материала определяет экономическую дальность передачи энергии при первичном и вторичном напряжениях, т. е. экономическую соразмерность отдельных элементов городской сети.

Суммарный расход металла при сооружении сети низкого напряжения будет определяться числом ТП в сети. Можно записать:

$$\frac{\Sigma G_1}{\Sigma G_2} = \frac{n_1 G}{n_2 G} = \frac{P_{mo2}}{P_{mo1}}, \quad (9)$$

где ΣG_1 и ΣG_2 — суммарный расход металла при оптимальной мощности ТП соответственно P_{mo1} и P_{mo2} .

Кроме напряжения сети низкого напряжения, одним из элементов, который находится в руках проектирующего городскую электросеть, является число магистралей m . Имея выражения (2) и (9) и принимая постоянными все остальные условия, можно установить, что суммарный расход металла находится в следующей зависимости от числа магистралей:

$$\frac{\Sigma G_{m1}}{\Sigma G_{m2}} = \sqrt{\frac{m_2}{m_1}}.$$

В таблице дана зависимость относительного суммарного веса металла в сети низкого напряжения от числа магистралей, из которой следует, что для более эффективного использования проводникового материала необходимо стремиться к применению более разветвленных сетей низкого напряжения.

m	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
ΣG_m	1,0	0,71	0,58	0,5	0,45	0,41	0,33	0,35	0,33	0,31

Оптимальная нагрузка магистрали

$$P_o = \frac{P_{mo}}{m}. \quad (10)$$

Имея выражения (3), (5) и (10), нетрудно определить максимальные потери мощности в сети низкого напряжения одной ТП ($квт$). Опуская преобразования, имеем:

$$p = m \frac{P_o^2 L_o 10^8}{k^2 \gamma U^2 s_o} = \frac{C_{o1} + B}{2c\tau}. \quad (11)$$

Годовые потери энергии в сети одной ТП ($квт \cdot ч / год$):

$$w = p\tau = \frac{C_{o1} + B}{2c}. \quad (12)$$

Из выражения (12) видно, что годовые потери энергии неизменны, если неизменны C_{o1} , B и c . Это позволяет принять их в качестве другого показателя рациональности городской электросети. Вместе с расходом металла этот показатель полностью удовлетворяет второму крите-

рию — экономической уравновешенности затрат металла и энергии в проводах сети низкого напряжения [Л. 6]. Все сказанное выше о влиянии параметра m на расход металла действительно и для потерь энергии.

Относя максимальные потери мощности к затратам металла, получим удельные потери мощности в сети низкого напряжения:

$$p_g = \frac{p}{G} = \frac{C_2 10^3}{3c\tau g_o}.$$

Делая то же самое с годовыми потерями энергии, получим удельные годовые потери энергии:

$$w_g = \frac{w}{G} = \frac{C_2 10^3}{3c g_o}.$$

Значения p_g и w_g определяются показателями сети низкого напряжения: частью годовых расходов, зависимой от сечения C_2 , удельным весом g_o и параметрами c и τ . Если p и w являются критериями наимыгоднейшего выполнения горсети, относимыми к одной ТП, то p_g и w_g могут рассматриваться в качестве таких же критериев, относимых ко всей сети в целом.

Следует отметить, что для реальной сети равенство средних значений расхода металла и потерь энергии, а также удельных потерь энергии в сети низкого напряжения оптимальным значениям G , w и w_g еще не означает, что суммарные годовые расходы сети являются минимальными, так как отклонение в отдельных элементах сети в любую сторону от оптимального значения всегда ведет к увеличению суммарных показателей.

Вернемся к уравнению годовых расходов. Если минимальное значение расходов (при $P_m = P_{mo}$ и $s = s_o$) умножить на длину сети низкого напряжения и отнести к единице мощности ТП, то нетрудно получить выражение для удельных годовых расходов ($руб/год \cdot квт$):

$$C_0 = C_1 + \frac{C_{o2}}{D} + 2 \sqrt{\frac{2(C_{o1} + B)}{DkmU}} \sqrt{\frac{c\tau C_2 10^3}{\gamma}}. \quad (13)$$

Как видно, удельные годовые расходы увеличиваются с увеличением любого из экономических параметров и годового числа часов максимальных потерь и уменьшаются с увеличением любого из технических показателей. Например, сети жилых массивов с большой плотностью нагрузки будут иметь лучшие экономические показатели. То же следует сказать о разветвленных сетях низкого напряжения. При увеличении числа магистралей ТП, связанных с другими ТП, от $m=1$ до $m=3$ и неизменности остальных показателей удельные расходы уменьшаются на 38%. Анализ выражения (13) позволяет сделать и другие выводы в отношении рационального проектирования городских электросетей.

Рассмотрим, какие поправки следует внести в полученные зависимости, чтобы учесть эффективность капитальных затрат. Воспользуемся для определения этих поправок методикой, предложенной С. А. Кукель-Краевским [Л. 7], в соот-

ветствии с которой основное условие окупаемости может быть записано следующим образом:

$$\frac{dK}{dC} \leq T_{ок}, \quad (14)$$

где K — первоначальные капитальные вложения в сеть;

$T_{ок}$ — срок окупаемости.

Для решения уравнения (14) необходимо определить первоначальные затраты на городскую сеть. Они будут складываться из затрат на сооружение ТП, сетей низкого и высокого напряжения и стоимости сооружения станций, необходимых для покрытия потерь мощности в распределительных сетях.

Аналогично выражению для годовых эксплуатационных расходов (1) выражение для первоначальных затрат, отнесенных к длине сети низкого напряжения с некоторыми допущениями, может быть записано следующим образом:

$$K = K_{01} \frac{D}{P_m} + K_1 D + K_{02} + K_2 s + \frac{K_6 D}{P_m} + \frac{\alpha K_c P_m^2 10^3}{m^2 k^2 \gamma U^2 s}, \quad (15)$$

где K_{01} — часть первоначальных затрат, не зависящая от мощности ТП, руб.;

K_1 — постоянный коэффициент при зависящей от мощности ТП части затрат, руб/квв;

K_2 — то же при зависящей от сечения сети низкого напряжения части затрат, руб/мм²·м;

K_6 — стоимость сооружения сети высокого напряжения одной ТП, руб.;

α — коэффициент участия нагрузки сети в максимуме нагрузки станции;

K_c — стоимость 1 квт установленной мощности станции, руб/квт;

K_{02} — часть затрат, не зависящая от сечения сети низкого напряжения, руб/м.

В связи с тем, что первоначальные затраты являются функцией двух независимых переменных P_m и s , условие окупаемости (14) запишется следующим образом:

$$\frac{\partial_s K}{-\partial_s C} \leq T_{ок}, \quad (16)$$

$$\frac{\partial_{P_m} K}{-\partial_{P_m} C} \leq T_{ок}. \quad (17)$$

Определив частные производные $\frac{\partial K}{\partial s}$ и $\frac{\partial K}{\partial P_m}$, из условия (16) найдем:

$$s = \frac{P_m}{mkU} \sqrt{\frac{c\tau 10^3}{\gamma}} \sqrt{\frac{T_{ок} + \frac{\alpha K_c}{c\tau}}{K_2 + T_{ок} C_2}}. \quad (18)$$

Аналогично из условия (17) найдем:

$$P_m = \sqrt[3]{\frac{Dm^2 k^2 \gamma U^2 s}{2c\tau 10^3}} \sqrt{\frac{T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_6}{\frac{\alpha K_c}{c\tau} + T_{ок}}}. \quad (19)$$

На основании выражений (18) и (19) можно получить выражения для мощности ТП и сечения проводов сети низкого напряжения, соответствующих минимуму годовых расходов с учетом эффективности первоначальных вложений. Опуская промежуточные преобразования, получим:

для наивыгоднейшей мощности ТП (квв)

$$P_{m_{ок}} = \sqrt{\frac{[T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_6] D k m U}{2 \left(\frac{\alpha K_c}{c\tau} + T_{ок} \right) (K_2 + T_{ок} C_2) \sqrt{\frac{c\tau 10^3}{\gamma}}}}; \quad (20)$$

для наивыгоднейшего сечения сети низкого напряжения (мм²).

$$s_{ок} = \sqrt{\frac{[T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_6] D}{2mkU (K_2 + T_{ок} C_2)}} \sqrt{\frac{c\tau 10^3 \left(T_{ок} + \frac{\alpha K_c}{c\tau} \right)}{\gamma (K_2 + T_{ок} C_2)}}. \quad (21)$$

Как известно, [Л. 7] условие окупаемости (14) при $T_{ок} = \infty$ должно приводить к решениям, соответствующим минимуму годовых расходов, а при $T_{ок} = 0$ — к решениям, соответствующим минимуму первоначальных затрат. Проверим насколько этому удовлетворяют выражения (20) и (21).

Полагая в выражении (20) $T_{ок} = \infty$, получим:

$$P_{m0} = \sqrt{\frac{(C_{01} + B) D k m U}{2 \sqrt{\frac{c\tau C_2 10^3}{\gamma}}}}.$$

Полагая в выражении (20) $T_{ок} = 0$, получим:

$$P_{mk} = \sqrt{\frac{(K_{01} + K_6) D k m U}{2 \sqrt{\frac{\alpha K_c K_2 10^3}{\gamma}}}}.$$

где P_{mk} — оптимальная мощность ТП, соответствующая минимуму первоначальных затрат. Она может быть получена также путем определения минимума функции (15).

Таким же образом можно убедиться в том, что и формула (21) также удовлетворяет условию окупаемости.

Для упрощения выражений (20) и (21) введем коэффициенты окупаемости:

для мощности ТП

$$M = \sqrt{\frac{V C_2 [T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_6]}{(C_{01} + B) \sqrt{\left(\frac{\alpha K_c}{c\tau} + T_{ок} \right) (K_2 + T_{ок} C_2)}}}. \quad (22)$$

и для сечения сети низкого напряжения

$$H = \sqrt{\frac{C_2 \sqrt{C_2} [T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_0]}{(C_{01} + B) (K_2 + T_{ок} C_2)}} \sqrt{\frac{T_{ок} + \frac{\alpha K_c}{c\tau}}{K_2 + T_{ок} C_2}}. \quad (23)$$

Тогда выражения (20) и (21) примут следующий вид:

$$P_{m_{ок}} = M P_{m_0}; \quad s_{ок} = H s_0.$$

С целью определения величины поправки, вносимой в расчеты учетом срока окупаемости, определим значение коэффициентов M и H на конкретном примере, для которого возьмем следующие условия, характерные для современных городских сетей: $T_{ок} = 10$ лет, $C_{01} = 3\,200$ руб/год, $B = 1\,300$ руб., $C_2 = 0,014$ руб/мм²·год, $K_{01} = 35\,000$ руб., $K_2 = 0,35$ руб/мм², $\tau = 1\,500$ ч/год, $c = 0,15$ руб/квт·ч, $\alpha = 0,8$, $K_2 = 2\,500$ руб/квт. Принимая отчисления для сети высокого напряжения $b = 5\%$, определим $K_0 = 26\,000$ руб.

Если все эти значения подставить в выражения (22) и (23), то получим: $M = 0,975$ и $H = 0,73$. Таким образом, учет окупаемости первоначальных вложений влияет только на значение оптимального сечения проводов сети низкого напряжения, а значение оптимальной мощности ТП практически не зависит от методики, принятой для ее определения. Следовательно, на практике для определения оптимальной мощности ТП следует использовать выражение (2), а для определения наивыгоднейшего сечения проводов сети низкого напряжения — выражение (21).

Используя коэффициенты окупаемости, можно определить все остальные показатели городской сети с учетом окупаемости первоначальных затрат. Например, расход проводникового материала в сети низкого напряжения

$$G_{ок} = m 3,5 \frac{P_{m_{ок}} s_{ок}}{m D} g_0 10^{-3} = GHM = 1,75 \frac{T_{ок} (C_{01} + B) + K_{01} + K_0}{K_2 + T_{ок} C_2} g_0 10^{-3}.$$

Представляет интерес оценка увеличения удельных годовых расходов при определении наивыгоднейших параметров с учетом окупаемости.

Если в выражение (1) подставить значения $P_{m_{ок}}$ и $s_{ок}$ и отнести его к длине сети низкого напряжения и мощности ТП, то при помощи коэффициентов окупаемости можно получить следующее выражение для удельных расходов:

$$C_{ок} = C_1 + \frac{C_{02}}{D} + \Lambda \sqrt{\frac{2(C_{01} + B)}{D k m U}} \sqrt{\frac{c \tau C_2 10^3}{\gamma}}, \quad (24)$$

где коэффициент окупаемости для годовых расходов:

$$\Lambda = \frac{1}{M} + \frac{H}{2} + \frac{M^2}{2H}. \quad (25)$$

Подставив в выражение (25) значения M и H , полученные для принятых нами условий, получим $\Lambda = 2,03$. Если в выражение (24) подставить это значение Λ и сопоставить его с выражением (13), то будет видно, что увеличение удельных годовых расходов в случае выбора параметров сети с учетом окупаемости будет находиться в пределах точности расчетов.

Таким образом, в качестве основного экономического критерия при выполнении практических расчетов можно рекомендовать минимум годовых расходов. Однако выбор оптимального сечения и всех других связанных с ним показателей (расход металла, потери энергии и т. д.) следует определять с учетом окупаемости.

Размер статьи не позволяет нам остановиться еще на ряде соотношений и выводов, которые могут быть сделаны и которые являются характерными для рационально выполненной городской распределительной сети. Отметим, что в процессе проектирования имеется возможность достаточно широко отступать от оптимальных параметров без внесения заметных ошибок в суммарные экономические критерии [Л. 2 и 3].

На первый взгляд полученные формулы несколько громоздки. Однако для повседневного употребления они могут быть сведены к любому простейшему виду, так как входящие в них экономические и ряд технических показателей изменяются весьма редко. Например, для принятых нами выше условий, для кабеля с медными жилами, при напряжении сети низкого напряжения 380 в и $k = 1,5$ формула (1) может быть представлена в следующем виде:

$$P_{m_0} = 400 \sqrt{D m}.$$

В заключение рассмотрим пример предварительного определения показателей городской распределительной сети с использованием полученных соотношений и принятых нами экономических и технических постоянных.

Пусть микрорайон нового жилищного строительства имеет расчетную нагрузку 20 Мва, площадь 5 км². Тогда удельная плотность нагрузки составит 4 000 ква/км². В соответствии с [Л. 2] район может быть отнесен к застройкам типа В. Оптимальная мощность ТП согласно выражению (2) будет равна 280 ква. Следовательно, для района потребуется приблизительно 75 сетевых подстанций и такое же количество трансформаторов с номинальной мощностью 320 ква. Считая стоимость одной ТП, равной 41 тыс. руб., получим суммарную стоимость ТП района: $41 \times 75 = 3\,075$ тыс. руб.

Для электроснабжения района принята замкнутая схема с автоматическим включением резерва на высоком напряжении. Тогда при $b=5\%$ и $B=1300$ руб/год стоимость сооружения сети высокого напряжения составит $1300 \cdot 10^{-3} \times 75/0,05 = 2000$ тыс. руб.

Обычно сети высокого напряжения выполняются кабелем сечением 3×70 мм², стоимость прокладки 1 км которого составляет 67 тыс. руб. Следовательно, для сети высокого напряжения потребуют ориентировочно 30 км кабеля.

По характеру застройки погонную плотность нагрузки можно принять равной 0,25 кв/м. Тогда согласно выражению (21) сечение кабелей низкого напряжения может быть принято равным 70 мм². Кабеля такого сечения для района потребуется примерно $280 \cdot 75/0,25 = 80$ км. При стоимости прокладки кабеля 50 тыс. руб/км общая стоимость сооружения сети низкого напряжения составит $80 \cdot 50 = 4000$ тыс. руб.

Суммарные капитальные вложения в сеть рассматриваемого района составят $3000 + 2000 + 4000 = 9000$ тыс. руб. Определив удельные расходы в соответствии с выражением (13) и умножив их на расчетную нагрузку района, получим суммарные годовые расходы по эксплуатации рассматриваемых сетей в сумме 850 тыс. руб.

Имея количество ТП, основные данные сетей низкого и высокого напряжения и соответствующие условные единицы по эксплуатации оборудования, можно определить количество персонала, необходимого для обслуживания сетей района. Используя другие показатели, приведенные

в настоящей работе, можно определить себестоимость передачи энергии и т. д. Таким образом, не производя никаких проектных работ, а используя только полученные зависимости, можно получить все технико-экономические показатели городской сети.

Дальнейшие работы в этом направлении и практическая проверка получаемых зависимостей позволят внести необходимые уточнения в приведенные соотношения и всесторонне вскрыть теоретические закономерности, которым должна удовлетворять рационально выполненная городская распределительная сеть.

Литература

1. И. А. Сыромятников. О главе „Городские электрические сети“ в Правилах устройства электротехнических установок. Электричество, № 2, 1955.
2. В. А. Козлов. Методика технико-экономических расчетов городских кабельных сетей. Электричество, № 11, 1954.
3. О технико-экономических расчетах городских кабельных сетей (дискуссия). Электричество, № 12, 1955.
4. Итоги дискуссии об определении экономической эффективности капитальных вложений в промышленность СССР. Вопросы экономики, № 3, 1954.
5. В. Булерд и др. Упрощенное проектирование распределительных сетей. Сборник статей под редакцией В. Н. Степанова. ОНТИ, 1935.
6. И. С. Бессмертный. Методика проектирования и расчетные показатели коммунальных электросетей. Электричество, № 10, 1951.
7. С. А. Кукель-Краевский. Обобщенный метод выбора параметров энергетических установок. Электричество, № 8, 1940.

[25. 3. 1957]



Анализ надежности систем электроснабжения глубоких угольных шахт

Инж. В. И. БОЧАРОВ

Ленинградский горный институт

Строительство мощных глубоких угольных шахт с большим числом очистных забоев и разветвленной шахтной сетью (Донбасс и другие районы) вызывает необходимость в пересмотре существующих и разработке новых надежных и экономически целесообразных схем электроснабжения подземных электроприемников.

Критерием оценки надежности может служить вероятность повреждения отдельных элементов схемы. Для получения этой вероятности были использованы статистические данные об аварийности в подземных сетях 3 и 6 кв 80 угольных шахт Донбасса за последние четыре года. После обработки этих данных при помощи методов математической статистики [Л. 1] вычислены средние повреждаемости (табл. 1), которые с достаточной точностью могут быть приняты в качестве вероятностей повреждения отдельных элементов схемы электроснабжения для условий Донбасса.

Рассмотрим схему электроснабжения двух горизонтов шахты с двумя центральными подземными подстанциями (рис. 1).

Повреждения отдельных элементов схемы необходимо рассматривать по пути тока. Тогда вероятность отключения цепи будет равна сумме вероятностей повреждения отдельных элементов схемы, так как повреждения каждого в отдельности элемента можно рассматривать как несовместимые события [Л. 2], т. е. одновременное появление двух или нескольких аварий не учитывается, как маловероятное.

Вероятность повреждения участка цепи и надежность защиты — события независимые, поэтому влияние надежности защиты на бесперебойность питания определится равенством:

$$P(l_{1-k}) = P(l_{k-n}) \alpha_{1-k}, \quad (1)$$

где $P(l_{1-k})$ — вероятность перерыва питания на неповрежденном участке цепи $1-k$;
 $P(l_{k-n})$ — вероятность аварии на последующем по пути тока участке цепи $k-n$;
 α_{1-k} — надежность защиты на участке цепи $(1-k)$.

Равенство (1) находится по теореме умножения как вероятность одновременного появления двух независимых событий [Л. 1].

Учитывая сказанное, вероятность перерыва питания по кабельной линии первого горизонта рис. 1, а) найдем следующим образом:

$$P_{0,5}(f_{unn})_1 = P(l_{cms})_1(1 + \alpha^2)r + \\ + 0,5 \sum_{i=1}^n [P(УРВ)_i + P(f_i) \alpha_i](1 + \alpha) = \\ = P(l_{cms})_1(1 + \alpha^2)r + 0,5 P_{\Sigma}(PY)_1(1 + \alpha), \quad (2)$$

где $P_{0,5}(f_{unn})_1$ — вероятность перерыва питания по отходящей от центральной подземной подстанции кабельной линии (фидеру);

$P(l_{cms})$ — вероятность повреждения ствольного кабеля;

$P_{\Sigma}(PY)_1$ — вероятность аварии на распределительных шинах центральной подземной подстанции;

r — коэффициент, учитывающий изменение вероятности аварии в зависимости от длины кабеля;

$P(f_i)$ — вероятность аварии в отходящей от центральной подземной подстанции первого горизонта кабельной линии;

0,5 — коэффициент, учитывающий секционирование сборных шин центральной подземной подстанции.

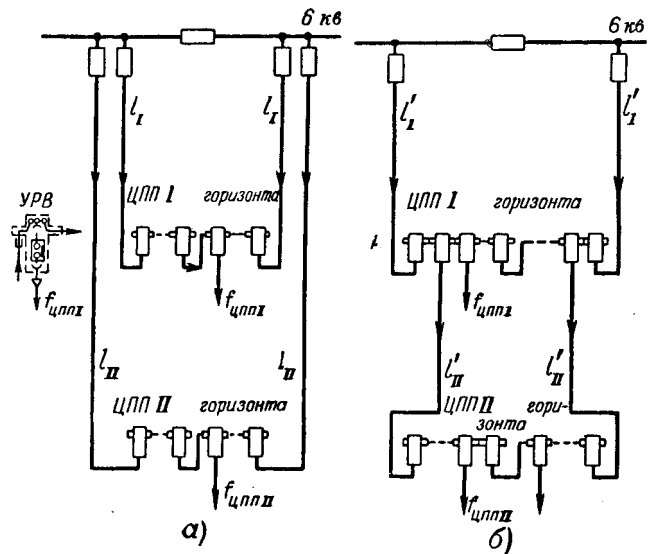


Рис. 1. Схемы электроснабжения горизонтов шахты.

l и l' — длины ствольных кабелей; ЦПП — центральные подземные подстанции; f — отходящий от подстанции кабель (фидер); УРВ — взрывобезопасное высоковольтное распределительное устройство 3 и 6 кВ (комплектное).

Уравнением (2) можно воспользоваться в тех случаях, когда каждый из двух ствольных кабелей может пропускать 50% расчетной мощности. Если же по своей пропускной способности каждый из двух кабелей может полностью резервировать другой кабель, то более существенно знать вероятность одновременного повреждения двух кабелей.

Повреждения каждого кабеля в отдельности можно рассматривать как независимые события. По теории вероятности вероятность одновременного появления двух независимых событий определяется как произведение вероятностей этих событий [Л. 1]. Таким образом, при равновозможном появлении повреждений кабелей в любой период года вероятность одновременного повреждения двух кабелей

$$P(l_{I,II}) = P(l_I) P(l_{II}) rt, \quad (3)$$

где t — время ликвидации аварии на одном из кабелей (в долях года).

Вероятность повреждения кабелей и вероятность аварии на шинах центральной подземной подстанции можно рассматривать как несовместимые события в одной последовательной цепи, поэтому вероятность полного перерыва питания по отходящей от центральной подземной подстанции кабельной линии (фидеру)

$$P(f_{unn})_1 = P^2(l_{cms}) rt + 0,5 P_{\Sigma}(PY)(1 + \alpha). \quad (4)$$

Если электроснабжение двух горизонтов шахты осуществляется по транзитной схеме (рис. 1, б), то центральные подземные подстанции двух горизонтов шахты последовательно включены в одну общую цепь. Тогда аварии на каждой из подстанций будут событиями несовместимыми. При такой схеме электроснабжения вероятность

Таблица 1

Наименование	Количество единиц	Число аварий в год	Продолжительность ремонта, ч
Шахтные силовые трансформаторы 3/0,4 и 6,0/4 кВ, шт.	1	0,0063	3,5
Взрывозащитные распределительные ячейки 3 и 6 кВ, шт.	1	0,007	3
Силовые кабели 3 и 6 кВ, проложенные:			
по вертикальному шахтному стволу, км	1	0,037	7
по главным транспортным выработкам, км	1	0,076	3,2
по подготовительным выработкам, км . . .	1	0,114	3,5
Кабельные муфты, шт. . .	1	0,023	2,5
Релейная защита на участковой подстанции . . .	1	0,8*	
Всего аварий в сети одной шахты	—	2,4	

* Число случаев неправильного срабатывания релейной защиты.

перерыва питания по одной из кабельных линий второго горизонта определится равенством:

для случая, когда каждый из двух стволовых кабелей резервирует другой,

$$P(f_{unn})_{II} = P^2(l_{cmg})_{II}rt + P^2(f_{unn})_I t + 0,5P_{\Sigma}(PY)_{II}(1 + \alpha); \quad (5)$$

для случая, когда пропускная способность одного из двух стволовых кабелей составляет 50% расчетной мощности,

$$P_{0,5}(f_{unn})_{II} = P_{0,5}(f_{unn})_I + P(l_{cmg})_{II}(1 + \alpha^2)r + 0,5P_{\Sigma}(PY)_{II}(1 + \alpha). \quad (6)$$

Если вероятность аварии на шинах уменьшена до минимума [$P_{\Sigma}(PY) \approx 0$] и защита работает надежно ($\alpha = 0$), то равенства (2) и (4) будут иметь следующий вид:

$$P_{0,5}(f_{unn})_I = P(l_{cmg})_I r, \quad (7)$$

$$P(f_{unn})_I = P(\text{ЦПП}) = P^2(l_{cmg})_I r t. \quad (8)$$

Предположим, что $l_{cmg} = 1 \text{ км}$, $r = 1$, тогда

$$\frac{P(f_{unn})_I}{P_{0,5}(f_{unn})_I} = 2,96 \cdot 10^{-5}.$$

Следовательно, если каждый из двух стволовых кабелей полностью резервирует другой, и защита действует надежно ($\alpha \approx 0$), то надежность электроснабжения подземных электроприемников увеличится в $2,96 \cdot 10^{-5}$ раза.

С экономической точки зрения резерв целесообразно предусматривать в том случае, если выполняется неравенство

$$M(C_{as}) > (C_{рез}), \quad (9)$$

где $M(C_{as})$ — математическое ожидание убытка;
 $C_{рез}$ — стоимость резервной линии.

Если кабели проложены параллельно в одном шахтном стволе, то наибольшая вероятность повреждения приходится на один кабель, так как одновременное повреждение двух кабелей маловероятно (3). Поэтому математическое ожидание убытка (руб/год) можно определить следующим образом:

$$M(C_{as}) = \frac{1}{N} Q a P(l_{cmg}) t, \quad (10)$$

где N — число рабочих кабелей;
 Q — годовая производительность шахты, $m/\text{год}$;
 a — стоимость угля, $\text{руб}/m$;
 $P(l_{cmg})$ — вероятность аварии на одном из стволовых кабелей;
 t — время ликвидации аварии.

Пример. $Q = 1,5$ млн. m в год, $a = 100 \text{ руб}/m$, $N = 3$ кабеля, $l_{cmg} = 1 \text{ км}$.

Математическое ожидание убытка

$$M(C_{as}) = 1,5 \text{ тыс. руб/год}.$$

Таким образом, при наличии двух-трех рабочих кабелей дополнительный резерв экономически нецелесообразен.

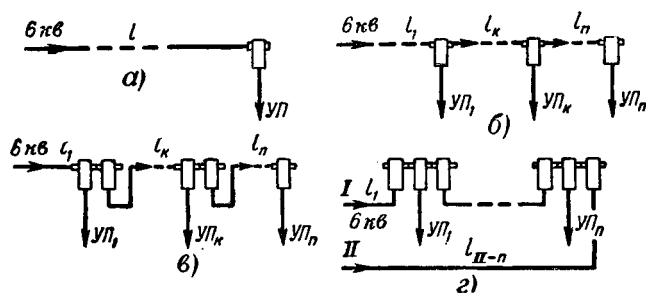


Рис. 2. Схемы электроснабжения участков шахты.
 l — длины кабелей; УП — участковые подстанции.

Несмотря на то, что конфигурация шахтных распределительных сетей диктуется в основном системой горных выработок, схемы электрических соединений можно разделить на радиальные, магистральные, кольцевые и смешанные.

В радиальной схеме (рис. 2, а) все элементы последовательно связаны между собой, поэтому вероятность отключения радиальной цепи будет равна сумме вероятностей несовместимых повреждений [Л. 1]:

$$P(УП)_{рад} = P(f_{unn}) + P(l_{z.m.s})r_1 + P(l_{n.s})r_2 + P(PY), \quad (11)$$

где $P(УП)_{рад}$ — вероятность перерыва питания участковой подстанции;

$P(l_{z.m.s})$ — вероятность повреждения кабеля, проложенного по главной транспортной выработке шахты;

$P(l_{n.s})$ — вероятность повреждения кабеля, проложенного по подготовительной выработке шахты;

$P(PY)$ — вероятность аварии на участковой подстанции;

r — коэффициент, учитывающий изменение вероятности повреждения кабеля в зависимости от протяженности последнего.

В практике наибольшее распространение получили два варианта магистральных схем. При первом варианте (рис. 2, б) каждая из участковых подстанций (УП) включается непосредственно в кабельную линию. Для такой схемы вероятности перерыва питания участковых подстанций равны между собой и сумме вероятностей несовместимых аварий вдоль цепи. При втором варианте (рис. 2, в) магистральная линия разделена на секции, и при равновероятном появлении несовместимых аварий вдоль всей цепи вероятность перерыва питания одной из участковых подстанций определится равенством

$$P(УП_k)_{маг} = P(f_{unn}) + P(l_{z.m.s})r_1 + \sum_{i=1}^{i=k} [P(l_{n.s})_i r_i + P(PY)_i] + \sum_{q=k+1}^{q=n} [P(l_{n.s})_q r_q + P(PY)_q] \alpha^{q-k}, \quad (12)$$

где $P(УП)_{маз}$ — вероятность перерыва питания на одной из участковых подстанций.

Для нахождения вероятности перерыва питания участковой подстанции, включенной в схему кольца (рис. 2, з), воспользуемся правилом наложения двух режимов питания: режима, при котором со стороны центральной подземной подстанции отключена линия II, и режима, при котором со стороны центральной подземной подстанции отключена линия I. При том и другом режимах вероятность перерыва питания на одной из участковых подстанций определяется на основании равенства (12), т. е. так же, как в случае магистральной схемы. Оба режима — события независимые, поэтому вероятность их одновременного появления определится следующим образом:

$$P(УП_k)_{ко} = P(УП_k)_{I \rightarrow II} P(УП_k)_{II \rightarrow I} t, \quad (13)$$

где $P(УП_k)_{ко}$ — вероятность перерыва питания участковой подстанции, включенной в схему кольца;

$P(УП_k)_{I \rightarrow II}$, $P(УП_k)_{II \rightarrow I}$ — вероятности перерыва питания на участковой подстанции соответственно при отключенных линиях II и линии I;

t — время ликвидации аварии на участке кольцевой схемы.

Для всех вариантов распределительной сети математическое ожидание убытка можно определить следующим образом:

$$M_{распр}(Q) = P(УП_k) \sum_{i=k}^{i=n} Q_i t, \quad (14)$$

где $M_{распр}(Q)$ — математическое ожидание убытка (недоотпуск угля), $m/год$;

$P(УП_k)$ — вероятность перерыва питания на одной из участковых подстанций;

Q_i — производительность участка шахты, $m/год$;

t — время ликвидации аварии (доли года).

Проанализируем рассмотренные выше схемы на примере, характерном для глубоких угольных шахт Донбасса. Стволовые сети (рис. 1): $l_I = l'_{II} = l'_I = 0,5$ км, $r = 1$, $l_{II} = 1$ км, $P(f_i) = 0,1$, взрывобезопасных распределительных устройств 20. Распределительные сети (рис. 2): участковых подстанций 5; $P(f_{узн}) = 0,1$; $l_{з.м.с} = 1$ км; $r = 1$; $l_{н.с} = 0,5$ км.

Результаты анализа схем при помощи выражений (5), (6), (11)...(14), приведенные в табл 2, позволяют сделать следующие выводы:

1. При наличии надежной и селективной защиты электроснабжение двух или нескольких

Таблица 2

Схема электроснабжения			Вероятность перерыва электроснабжения, аварий/год			Математическое ожидание убытка, $m/год$		
			$\alpha = 0$	$\alpha = 0,3$	$\alpha = 0,7$	$\alpha = 0$	$\alpha = 0,3$	$\alpha = 0,7$
Перерыв питания по кабельной линии, отходящей от ЦПП II горизонта к участкам шахты $P(f_{узн})_{II}$; $M(Q)$	Индивидуальное питание ЦПП (рис. 1, а)	$I_{ств} = I_{шахт}$	0,07	0,48 (0,48 + 1,1 · 10 ⁻⁶)	—	0,07 Q_{Σ}	0,48 Q_{Σ}	—
		$I_{ств} = 0,5 I_{шахт}$	0,107	0,52	—	0,107 Q_{Σ}	0,52 Q_{Σ}	—
	Транзитное питание ЦПП (рис. 1, б)	$I_{ств} = I_{шахт}$	0,07	0,48 (0,48 + 0,18 · 10 ⁻³)	—	0,07 Q_{Σ}	0,48 Q_{Σ}	—
		$I_{ств} = 0,5 I_{шахт}$	0,177	1	—	0,177 Q_{Σ}	1 Q_{Σ}	—
Перерыв питания участковых подстанций шахты $P(УП)$; $M_{распр}(Q)$	Радialная схема (рис. 2, а)		0,24 . . . 0,468			1,77 $Q_{уч}$		
	Магистральная несекционированная схема (рис. 2, б)		0,496			2,48 $Q_{уч}$		
	Магистральная секционированная схема (рис. 1, в)		0,368	0,386	0,43	0,920 $Q_{уч}$	0,970 $Q_{уч}$	1,07 $Q_{уч}$
	Кольцевая схема (рис. 1, з)		0,83 · 10 ⁻⁴	1 · 10 ⁻⁴	1,57 · 10 ⁻⁴	2,1 · 10 ⁻⁴ × $Q_{уч}$	2,5 · 10 ⁻⁴ × $Q_{уч}$	3,92 · 10 ⁻⁴ × $Q_{уч}$

Примечание: $I_{ств}$ — предельно допустимая нагрузка на ствольной кабель, а.

$I_{шахт}$ — расчетная нагрузка по подземным электроприемникам, а.

Q_{Σ} — суммарная годовая производительность участков шахты, питающихся электроэнергией от данной кабельной линии, $m/год$.

$Q_{уч}$ — годовая производительность участка шахты, $m/год$.

О некоторых закономерностях аварийности электрических машин

Инж. Н. М. ДМИТРИЕВ
г. Горький

Основным видом повреждений электромашин является, как известно, пробой изоляции их обмоток. В отличие от повреждений других элементов пробой изоляции наступает, как правило, внезапно, что часто приводит к немедленной остановке связанных с электромашинами механизмов. Внезапность же остановки механизмов почти всегда связана с материальным ущербом, величина которого может быть весьма значительной. Немалые расходы также связаны и с восстановительным ремонтом электромашин. Поэтому изучение закономерностей аварийности электромашин, вызванных пробоем изоляции, имеет большое практическое значение.

Практика эксплуатации электромашин низкого напряжения (до 500 в), имеющих в количественном отношении наибольшее распространение в различных отраслях хозяйства, регистрирует аварийность электромашин по пробоем изоляции в весьма широких пределах. Так, например, аварийность электромашин, изоляция которых выполнена на базе эмалей, хлопчатобумажной пряжи и пресшпана, колеблется от нескольких процентов до нескольких сотен процентов в год [Л. 1 ... 3]. Между тем аварийность трансформаторов, при изготовлении которых в основном применяется та же номенклатура изоляционных материалов, что и при производстве электромашин, обычно весьма мала.

Главных причин, ставящих электромашину в части аварийности в явно невыгодное положение, две:

а) наличие пазов, которые обуславливают резко отличительные свойства обмоток электромашин от обмоток трансформаторов¹ и б) отно-

¹ Закономерность пробоя междувитковой изоляции электромашин, особенно для «вспынных» обмоток, определяется при всех прочих равных условиях не напряжением между соседними витками, что характерно для обмоток трансформаторов, а напряжением паза электромашин.

сительно слабая защита обмоток электромашин от разрушительного воздействия окружающей среды.

Исходя из этого, дальнейшее рассмотрение аварийности электромашин по пробоем изоляции и производится в этих двух направлениях. То общее, что характерно для обмоток трансформаторов и некоторых обмоток электромашин (обмоток явно выраженных полюсов), как не представляющее особого практического интереса с точки зрения аварийности по пробоем, в настоящей статье не рассматривается.

Потенциальные аварийности электромашин. Рассматривая обмотки электромашин, можно заметить ряд общих для них закономерностей, а именно:

1. Изменение мощности электромашин связано с изменением удельного расхода обмоточных проводов ($кг/квт$), что приводит при всех прочих равных условиях к изменению длин проводов в электромашине.

2. Изменения мощности приводят (в некоторых ограниченных пределах): по напряжению паза — к обратной, а по толщине изоляции — к прямой зависимости от мощности электромашин, (чем меньше мощность, тем выше напряжение в пазу и тоньше изоляция проводника).

3. Изменение линейного напряжения электромашин при всех прочих равных условиях приводят: по напряжению паза и длине провода в машине — к прямой, а по толщине изоляции — к обратной зависимостям от напряжения (чем выше напряжение электромашин, тем выше напряжение паза, больше длина обмоточного провода и тоньше изоляция проводника).

4. Изменения типа и схемы обмоток связано при всех прочих равных условиях или с изменением длины проводов и толщины изоляции, или с изменением напряжения в пазу, или с изменением указанных величин вместе.

Исходя из того, что закономерность пробоя изоляции определяется напряжением электриче-

горизонтов шахты целесообразно осуществлять по транзитной схеме.

2. Целесообразность резервирования необходимо проверять по условиям математического ожидания убытка (9) и (10).

3. Радиальные схемы электроснабжения участков шахты нецелесообразны ни по условиям надежности, ни по технико-экономическим показателям.

4. Кольцевая схема позволяет осуществлять практически бесперебойное электроснабжение участков шахты.

5. При наличии быстродействующей и надежной защиты электроснабжение участков глубо-

ких угольных шахт целесообразно осуществлять по магистрально-секционированной или кольцевой схемам электрических соединений.

Литература

1. И. В. Дунин-Барковский и Н. В. Смирнов. Теория вероятностей и математическая статистика в технике (общая часть). Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1955.

2. П. Г. Грудинский и Ю. М. Горский. Метод оценки надежности схем электроснабжения. Труды Московского ордена Ленина энергетического института им. Молотова, вып. XX. Госэнергоиздат, 1956.

[26. 11. 1957]



ского поля и проводимостью изоляции, и учитывая изложенное выше, можно констатировать наличие ряда закономерностей общего порядка: а) с уменьшением мощности электромашин аварийность возрастает; б) с увеличением напряжения машины аварийность увеличивается; в) с изменением типа и схемы обмоток, вызывающих повышение напряжения паза или удлинение проводов, аварийность возрастает.

Отсюда следует, что каждая электромашина обладает своей внутренней, относительной потенциальной аварийностью, независимой от внешних условий, в которых электромашина работает. Поскольку потенциальная аварийность выражается в относительных единицах и непосредственно не связана с абсолютными значениями реальной аварийности, то закономерности ее определяют только электрические параметры обмоток. Потенциальная аварийность не зависит от вида изоляции с точки зрения механических свойств и срока службы ее, как не зависит от формы и вида защиты электромашины от окружающей среды.

Для изучения закономерностей потенциальной аварийности важны только две общие закономерности для электромашин независимо от времени их изготовления, а именно: а) закономерность удельного расхода провода (чем меньше мощность, тем выше удельный расход провода) и б) закономерность в стандартах на обмоточные провода (чем меньше линейные размеры сечения провода, тем тоньше изоляция).

Получить «в чистом виде» зависимости потенциальной аварийности электромашин от мощности, напряжения, типа и схемы обмоток, исходя из статистических данных, не представляется возможным. Поэтому относительные значения потенциальной аварийности могут быть получены, если электромашины будут поставлены при экспериментальных исследованиях в надлежащие единообразные условия.

Аналитическое исследование потенциальной аварийности целесообразно проводить с электромашинами, принадлежащими к одному семейству, т. е. с электромашинами, которые связаны между собой общностью типа или серии, одной маркой обмоточного провода, схемой обмотки и закономерностью удельного расхода провода. Относительные же показатели потенциальной аварийности будут объективными для любых электромашин.

В первом приближении потенциальные аварийности могут быть аналитически определены для наиболее простых случаев обмоток (однослойные обмотки) и со следующими допущениями:

а) потенциальная аварийность имеет линейную зависимость от проводимости изоляции;

б) соотношения проводимостей изоляции отдельных видов изоляционных материалов, входящих в электромашину, остаются неизменными и не зависят от продолжительности работы электромашины;

в) качество пропитки обмоток не зависит от коэффициента заполнения паза и не изменяет со-

отношений проводимостей изоляции в разных машинах;

г) удельное сопротивление одного и того же вида изоляции в пределах толщины до 1 мм тождественно напряжению пробоя изоляции.

В таком случае в первом приближении для круглых обмоточных проводов (для статора, ротора, якоря) можно написать:

$$\sigma = k \left[U_n \left(\frac{l}{2j\delta_1} \right) + U_* \left(\frac{nl}{j\delta_1 + j\delta_2} \right) \right], \quad (1)$$

где σ — потенциальная аварийность в относительных единицах;

k — коэффициент пропорциональности;

U_n — напряжение в пазу, в;

l — длина обмоточного провода в машине, м;

U_* — напряжение на корпус, в;

δ_1 — общая толщина изоляции проводника на сторону, мм;

δ_2 — общая толщина корпусной изоляции, мм;

$j\delta_1$ — комплекс относительного эквивалентного сопротивления изоляции проводника на 1 м касательной к соседнему проводнику, выраженный через толщину и электрическую прочность изоляции;

$j\delta_2$ — комплекс относительного эквивалентного сопротивления корпусной изоляции на 1 м касательной провода к корпусной изоляции, выраженный через толщину и электрическую прочность изоляции;

n — коэффициент, учитывающий отношение длины обмоточного провода, находящегося в пазах, к общей длине провода в электромашине.

Условные относительные проводимости изоляции

$$U_n \left(\frac{l}{2j\delta_1} \right) \text{ и } U_* \left(\frac{nl}{j\delta_1 + j\delta_2} \right)$$

определяют распределение потенциальных аварийностей между витковыми замыканиями и пробоями на корпус.

В качестве объектов для исследования в первом приближении ниже приняты статорные обмотки асинхронных четырехполюсных двигателей напряжением до 500 в серии «Урал» мощностью 1; 2,5; 5,8 и 12 кВт, а для мощностей менее 1 кВт — обмотки двигателей И2-10-4, 0,35 кВт и И2-11-4, 0,7 кВт. Корпусная изоляция этих двигателей представлена в виде гильз из двух слоев прессшпана толщиной по 0,2 мм и одного слоя лакоткани марки ЛХ-1 толщиной 0,17 мм.

Средние значения напряжений пробоя изоляционных материалов приняты: для эмали 22,5 кв/мм, пропитанной хлопчатобумажной пряжи 3,5 кв/мм, лакоткани ЛХ-1 толщиной 0,17 мм 2,1 кв [Л. 4 и 5] и прессшпана 12,5 кв/мм [Л. 6]. Основные обмоточные данные указанных выше двигателей были взяты из [Л. 7]. В последующих расчетах обмоточные данные приведены к однослойным обмоткам и количеству параллельных цепей в обмотках, равному единице.

Для определения зависимости потенциальной аварийности исследуемых двигателей от мощно-

сти приняты: линейное напряжение 380 в, схема обмоток — звезда, обмотка однослойная, количество параллельных проводников и цепей в фазе равно единице, $n=0,4$, $U_k=220$ в.

Основные показатели расчета при пользовании формулой (1) приведены в табл. 1, а расчетные точки зависимости $\sigma=f(P)$ на рис. 1.

Из рассмотрения зависимости потенциальной аварийности от мощности (рис. 1) следует, что графиком этой аварийности для данного семейства двигателей можно считать гиперболу с нижним пределом σ_{\min} , соответствующим потенциальной аварийности двигателя этого семейства мощностью $P=\infty$. Независимо от рассмотренного частного случая графика потенциальной аварийности, учитывая только закономерности удельного расхода провода и стандартов на обмоточные провода, можно сделать следующий вывод.

С увеличением мощности электромашин от некоторой малой мощности потенциальная аварийность уменьшается резко нелинейно до некоторой критической точки. Затем с дальнейшим увеличением мощности электромашин потенциальная аварийность монотонно стремится к потенциальной аварийности электромашин бесконечно большой мощности.

В рассмотренном случае критической точкой потенциальной аварийности семейства электромашин, принятых для исследования, является

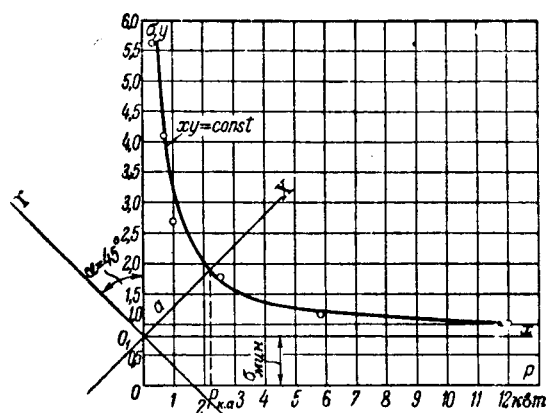


Рис. 1. Зависимость потенциальной аварийности σ семейства двигателей от мощности P при $U=380$ в и схеме соединения обмоток в звезду.

вершина гиперболы. Мощность электромашин, соответствующую этой критической точке, назовем критической мощностью по аварийности $P_{к.а.}$.

С точки зрения потенциальной аварийности правая часть зависимости $\sigma=f(P)$ (рис. 1) (в направлении оси абсцисс) представляет интерес только в том, что использование уравнения гиперболы позволяет определить критическую точку аварийности. Поэтому этой части кривой при конструировании электромашин желательно придать

Таблица 1

Показатели	Электродвигатели 380 в, 50 гц					
	И2-10-4, 0,35 кВт	И2-11-4, 0,7 кВт	Р-21-4, 1 кВт	Р-31-4, 2,5 кВт	Р-42-4, 5,8 кВт	Р-53-4, 12 кВт
Вес обмоточного провода, кг	1,12	1,57	1,80	3,30	4,30	7,00
Удельный расход обмоточного провода, кг/квт	3,20	2,25	1,80	1,32	0,74	0,58
Марка обмоточного провода	ПЭЛБО	ПЭЛБО	ПЭЛБО	ПЭЛБО	ПЭЛБО	ПЭЛБО
Диаметр провода, мм:						
голого	0,47	0,64	0,72	1,08	1,50	2,10
изолированного	0,635	0,81	0,90	1,28	1,70	2,30
Толщина изоляции на сторону, мм:						
эмали δ_3	0,022	0,025	0,030	0,037	0,040	0,040
хлопчатобумажной изоляции δ_4	0,060	0,060	0,060	0,065	0,065	0,065
Длина обмоточного провода l , м	665	510	464	380	263	220
Количество пазов статора	24	24	36	36	36	36
Напряжение в пазу U_n , в	55	55	37	37	37	37
Напряжение на корпус U_k , в	220	220	220	220	220	220
Толщина пазовой изоляции на сторону, мм:						
прессшпана δ_5	2×0,2	2×0,2	2×0,2	2×0,2	2×0,2	2×0,2
лакоткани	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17
$U_n \left(\frac{l}{2j\delta_1} \right) + U_k \left(\frac{nl}{j\delta_1 + j\delta_2} \right) =$						
$= U_n \left[\frac{l}{2(22,5\delta_3 + 3,5\delta_4)} \right] +$						
$+ U_k \left(\frac{0,4l}{22,5\delta_3 + 3,5\delta_4 + 12,5\delta_5 + 2,1} \right) *$	33,8·10 ³	24,5·10 ³	16,2·10 ³	10,6·10 ³	7,2·10 ³	6·10 ³
$\sigma = k \left[U_n \left(\frac{l}{2j\delta_1} \right) + U_k \left(\frac{nl}{j\delta_1 + j\delta_2} \right) \right]$	5,63	4,10	2,70	1,77	1,20	1,00
$k = \frac{1}{6 \cdot 10^3}$						

* В примере не учтено распределение напряженности электрического поля между отдельными составляющими сложной изоляции, как не имеющее для данного случая существенного значения.

график гиперболы. Левая же часть кривой (в направлении оси ординат), если она подчиняется графику гиперболы, включает в себе опасность большой реальной аварийности; поэтому при конструировании электромашин мощностью ниже и около критической необходимо путем применения активной стали лучших сортов, увеличения толщины изоляции и другими средствами, придать кривой потенциальной аварийности более положительный характер.

Для определения численных значений $P_{\kappa.a}$ в системе расчетных координат (σ, P) передвинем вверх начало координат из точки O на расстояние $\sigma_{мин}$ в точку O_1 и повернем всю систему координат против часовой стрелки на угол $\alpha = 45^\circ$.

Пользуясь каноническим уравнением равноосторонней (по построению) гиперболы

$$a^2 = X^2 - Y^2,$$

где a — действительная полуось гиперболы в симметричных координатах (X, Y) ;

$$X = P \cos \alpha + (\sigma - \sigma_{мин}) \sin \alpha = \frac{P + \sigma}{\sqrt{2}} - \frac{\sigma_{мин}}{\sqrt{2}};$$

$$Y = -P \sin \alpha + (\sigma - \sigma_{мин}) \cos \alpha = \frac{\sigma - P}{\sqrt{2}} - \frac{\sigma_{мин}}{\sqrt{2}},$$

будем иметь:

$$P_{\kappa.a} = \sqrt{\left(\frac{P + \sigma}{\sqrt{2}} - \frac{\sigma_{мин}}{\sqrt{2}}\right)^2 - \left(\frac{\sigma - P}{\sqrt{2}} - \frac{\sigma_{мин}}{\sqrt{2}}\right)^2}.$$

Упрощение выражения под знаком радикала приводит уравнение к рациональному виду:

$$P_{\kappa.a} = 1,41 \sqrt{P(\sigma - \sigma_{мин})}. \quad (2)$$

Потенциальную аварийность электромашин мощностью $P = \infty$ в расчетных координатах σ, P

определим, пользуясь уравнением равноосторонней гиперболы:

$$P_1(\sigma_1 - \sigma_{мин}) = P_2(\sigma_2 - \sigma_{мин}),$$

где σ_1, P_1 , и σ_2, P_2 — координаты произвольных двух точек линии потенциальной аварийности.

Преобразуя полученное уравнение, будем иметь:

$$\sigma_{мин} = \frac{P_1\sigma_1 - P_2\sigma_2}{P_1 - P_2}. \quad (3)$$

Потенциальная аварийность σ электромашин любой мощностью P может быть определена, если известны координаты одной произвольной точки (σ_1, P_1) и $\sigma_{мин}$.

Из уравнения $P(\sigma - \sigma_{мин}) = P_1(\sigma_1 - \sigma_{мин})$ после преобразования получим:

$$\sigma = \frac{P_1(\sigma_1 - \sigma_{мин})}{P} + \sigma_{мин}. \quad (4)$$

Для рассмотренного выше семейства двигателей при $U = 380$ в имеем:

$$\sigma_{мин} = \frac{P_1\sigma_1 - P_2\sigma_2}{P_1 - P_2} = \frac{12 \cdot 1 - 5,8 \cdot 1,2}{12 - 5,8} = 0,8;$$

$$P_{\kappa.a} = 1,41 \sqrt{P(\sigma - \sigma_{мин})} = 1,41 \sqrt{12(1,0 - 0,8)} \approx 2,2 \text{ кВт}.$$

Зависимость потенциальной аварийности электромашин от напряжения U и схемы обмотки можно определить, имея соответствующие расчеты уже только для двух двигателей.

Результаты расчетов, произведенных для разных напряжений и схем обмоток, приведены в табл. 2,

На рис. 2 приведены потенциальные аварийности двигателей, указанных в табл. 2 и меньшей мощности, причем потенциальные аварийности двигателей мощностью 2,5 кВт и менее определены по формуле (4).

Таблица 2

Показатели	Электродвигатель типа Р-42-4, 5,8 кВт						Электродвигатель типа Р-53-4, 12 кВт					
	127 в (звезда)	220 в (звезда)	380 в (звезда)	380 в (треугольник)	380 в (две параллельные звезды)	500 в (звезда)	127 в (звезда)	220 в (звезда)	380 в (звезда)	380 в (треугольник)	380 в (две параллельные звезды)	500 в (звезда)
Длина проводников l , м	88	152	263	455	526	346	79	127	220	380	440	290
Диаметр проводника, мм:												
голого	2,59	1,95	1,50	1,12	1,08	1,30	3,80	2,83	2,10	1,70	1,50	1,88
изолированного	2,80	2,16	1,70	1,33	1,29	1,44	4,01	3,04	2,31	1,91	1,71	2,09
Толщина изоляции на сторону, мм:												
эмали δ_3	0,04	0,04	0,04	0,037	0,037	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04
хлопчатобумажной изоляции δ_4	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065	0,065
Напряжение в пазу U_n , в	12	21	37	64	37	46	12	21	37	64	37	46
Напряжение на корпус U_k , в	73	127	220	220	220	290	73	127	220	220	220	290
$\sigma = \frac{1}{6 \cdot 10^3} \left[U_n \left(\frac{l}{2j\delta_1} \right) + U_k \left(\frac{nl}{j\delta_1 + j\delta_2} \right) \right]$	0,14	0,44	1,2	3,2	2,6	2,1	0,12	0,39	1,0	2,6	2,1	1,76
$\sigma_{мин} \frac{P_1\sigma_1 - P_2\sigma_2}{P_1 - P_2}$	0,1	0,36	0,80	2,0	1,61	1,45	0,1	0,36	0,80	2,0	1,61	1,45
$P_{\kappa.a} = 1,41 \sqrt{P(\sigma - \sigma_{мин})}$, кВт	0,68	0,96	2,20	3,67	3,35	2,75	0,70	0,85	2,20	3,80	3,40	2,8

Внешние условия работы электромашин и реальные аварийности. Связь между потенциальными и реальными аварийностями осуществляется через окружающую среду. Окружающая среда, количественно и качественно воздействуя на материалы изоляции, медленно или быстро изменяет физико-химическую структуру их в сторону понижения электрического сопротивления изоляции. В результате постепенного понижения электрического сопротивления изоляции наступает момент, когда это сопротивление начинает не соответствовать напряженности электрического поля. Вследствие такого несоответствия наступает пробой изоляции. Продолжительность службы изоляции до возникновения пробоя имеет обратную зависимость от скорости разрушения материала изоляции окружающей средой или от скорости понижения электрического сопротивления изоляции. Так как реальная аварийность электромашин определяется относительным числом пробоев изоляции в единицу времени и имеет прямую зависимость от скорости понижения сопротивления изоляции и от действующего напряжения, то можно считать, что реальная аварийность электромашин является той же линейной функцией напряжения и проводимости изоляции, что и потенциальная аварийность.

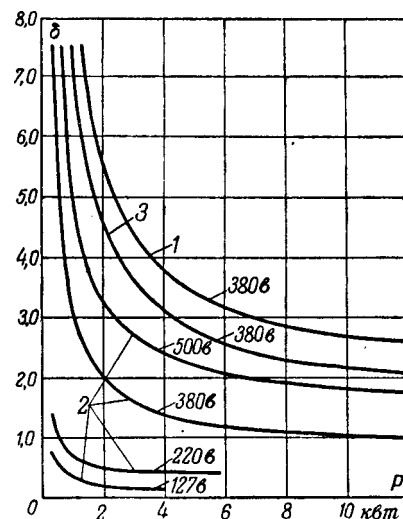
Для определения реального масштаба аварийности любой из электромашин семейства (рис. 2), работающей в равноценных внешних условиях, достаточно знать реальную аварийность для этих условий только какой-либо одной электромашин. Процесс разрушения материалов изоляции окружающей средой может ускоряться за счет нагрева, вызванного нагрузкой и другими внешними причинами.

Главными противостоящими друг другу факторами, определяющими масштабы реальных аварийностей, являются окружающая среда, как активный фактор разрушения изоляции и материал изоляции, ее вид и физические размеры, как пассивный фактор сопротивления разрушению.

Стремление ограничить количественную сторону агрессивной окружающей среды в зоне обмоток, как известно, приводит к расширению выпуска промышленностью закрытых электромашин. Однако закрытые электромашин по сравнению с открытыми имеют пониженную аварийность только в 1,5...3 раза [Л. 3]. Следовательно, высокую аварийность закрытых электромашин в некоторых отраслях промышленности (например, в химической) можно объяснить применением: или нерациональных с точки зрения аварийности схем и типов обмоток; или видов изоляционных материалов, электрическое сопротивление которых сравнительно быстро понижается при воздействии окружающей среды; или недостаточной толщины изоляции, устанавливающей относительно короткий путь пробоя; или всеми упомянутыми выше факторами.

Снижение линейного напряжения даже при неизменном виде изоляции снижает аварийность

Рис. 2. Потенциальные аварийности семейства двигателей при разных напряжениях и схемах обмоток. 1 — соединение в треугольник; 2 — соединение в звезду; 3 — две параллельные звезды.



электромашин по пробоям изоляции, причем резкое снижение аварийности от снижения напряжения наблюдается при мощностях электромашин ниже критических.

Выводы. 1. Каждая электромашин обладает своей внутренней, относительной потенциальной аварийностью. Окружающая среда и другие внешние условия определяют только реальные масштабы потенциальной аварийности.

2. Зависимость аварийности от мощности в пределах одного семейства электромашин определяется графиком гиперболы.

3. При конструировании электромашин мощностью менее критической должна учитываться максимальная компенсация резкого повышения условной проводимости изоляции путем повышения относительного качества изоляции, толщины ее и другими средствами.

4. Для расчетов реальных аварийностей электромашин экспериментальные исследования должны установить конкретную аварийность в год электромашин — эталона, для эталонной же среды — вид изоляции, а также ряд относительных коэффициентов, характеризующих отношение различной окружающей среды к виду изоляции.

Литература

1. С. Н. Шевчук и В. С. Парфенов. К вопросу об аварийности электромоторного хозяйства в цехах Горьковского автозавода. ВЭЛ, № 9, 1934.
2. В. А. Васильев и Э. Д. Кравчик. К проблеме расхода металла и снижение потерь электроэнергии в электрохозяйстве СССР, Электричество, № 8, 1947.
3. Н. Ф. Пшеничный. Анализ аварий электродвигателей и мероприятия по их сокращению. Труды Горьковской областной научно-технической конференции по обмену опытом работы и внедрению новой техники 4–6 февраля 1949 г., стр. 59. 11-я типография Росполиграфиздата при С. М. РСФСР, г. Горький, 1950.
4. Каталог МЭП № 8500, 1950.
5. Каталог МЭП № 9401, 1950.
6. Справочник для электротехников (СЭТ) т. 1, отд. 4, стр. 92. Издание „Кубуч“, 1935.
7. В. В. Мещеряков и И. М. Ченцов. Пересчет электрических машин и таблицы обмоточных данных. Госэнергоиздат, 1950.

[19. 2. 1957]



Оптимальная кривая тока двигателя при усилении потока в электроприводе с электромашинным управлением

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

Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии

Процесс торможения двигателя со скоростей выше основной может быть осуществлен двумя способами:

а) усилением потока двигателя при одновременном снижении напряжения генератора и б) усилением потока двигателя, а затем снижением напряжения генератора.

Наивыгоднейшим режимом торможения двигателя является второй способ, так как в этом случае тормозной момент растет до максимума наиболее быстро.

При спадаании напряжения генератора двигатель тормозится с максимальным моментом, время торможения при этом минимально.

Целью настоящей статьи является определение оптимальных параметров системы, обеспечивающих при данном тормозном токе наименьшее время торможения.

Рассмотрим усиление потока двигателя при неизменном напряжении генератора. Как было показано в [Л. 1], для получения оптимального тормозного тока э. д. с. возбудителя должна возрастать с увеличением тока возбуждения. Необходимый закон изменения э. д. с. возбудителя достигается путем использования положительной обратной связи по току возбуждения, которая может быть осуществлена различными способами.

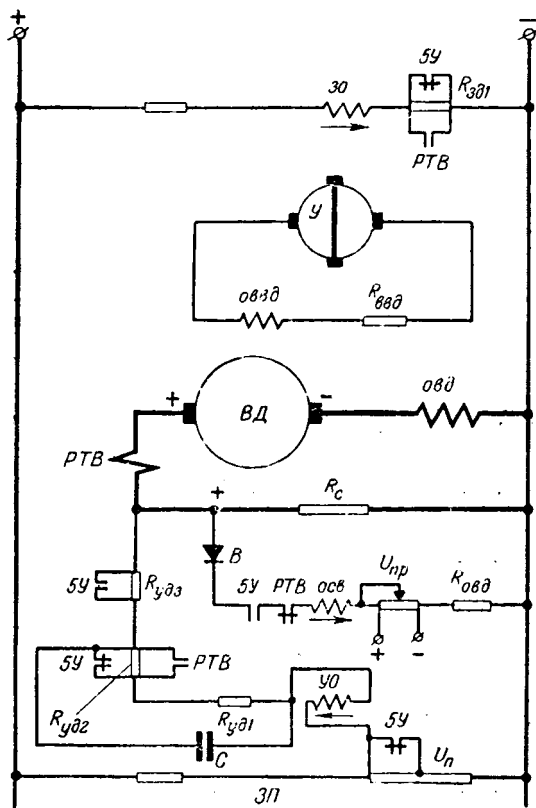


Рис. 1. Схема усиления потока двигателя с положительной обратной связью по току возбуждения.

ВД — возбудитель двигателя; У — усилитель.

На рис. 1 представлена одна из схем усиления потока двигателя с введением обратной связи при любом токе возбуждения при помощи отдельной обмотки *осв* усилителя *У*.

Задающая обмотка *зо* является намагничивающей; обмотка *уо* отрицательной обратной связи — размагничивающая. В установившемся режиме напряжение $I_a R_c$ превышает противодействующее напряжение U_n .

Обмотка *осв* положительной обратной связи (намагничивающая), подключенная на напряжение $I_a R_c$, вступает в действие только при усилении потока двигателя. В цепь обмотки введено противодействующее напряжение U_{np} , устанавливающее момент включения обмотки *осв*.

Усиление потока осуществляется включением контактора 5У. Реле РТВ включается при нарастании тока I_a до номинального и отключает обмотку *осв*. В течение времени усиления потока н. с. обмотки *уо* оказывается равной почти нулю, благодаря весьма значительному сопротивлению R_{y02} , которое при номинальном токе возбуждения закорочено контактом РТВ. Во время нарастания тормозного тока э. д. с. возбудителя ϵ_{a1} , поддерживаемая постоянной, может изменяться при помощи сопротивления R_{a01} .

При усилении потока двигателя н. с. усилителя будет:

$$F_a = F_{no} - \frac{U_{np} \omega_{os}}{K_{os} + R_c} - F_{os} + F_{ns}, \quad (1)$$

где F_{no} — независимая составляющая н. с. усилителя;

$F_{os} = \frac{\omega_y R_c}{K_{yn} + R_c} I_a$ — составляющая н. с. отрицательной обратной связи;

$F_{ns} = \frac{\omega_{os} R_c I_a}{R_{cs} + R_c}$ — составляющая н. с. положительной обратной связи;

ω_y и R_{yn} — число витков и сопротивление цепи управляющей обмотки *уо* усилителя;

ω_{os} и R_{os} — число витков и сопротивление цепи обмотки положительной обратной связи;

$U_{np} = I_{sk} R_c$ — противодействующее напряжение в цепи обмотки положительной обратной связи;

I_{sk} — ток возбуждения двигателя, при котором начинает действовать положительная обратная связь.

Пользуясь уравнением цепи возбуждения возбудителя [Л. 2] и пренебрегая незначительной постоянной времени усилителя *У*, можно написать уравнение для э. д. с. возбудителя ϵ_a в относительных единицах:

$$\frac{T_{\text{всв}}}{1+\beta} \frac{d\varepsilon_s}{dt} + \varepsilon_s = \varepsilon_{\text{вк}} - i_s \rho_s - i_{\text{вк}} \rho_{\text{сов}}, \quad (2)$$

где i_s — ток возбуждения.

Введем предельное значение э. д. с. возбудителя

$$\varepsilon_{\text{вн}} = \varepsilon_{\text{вк}} - i_s \rho_s - i_{\text{вк}} \rho_{\text{сов}}, \quad (3)$$

где $\varepsilon_{\text{вк}} = \frac{f_o}{I_{\text{вк}} R_{\theta} (1+\beta)} \left(F_{\text{зо}} + \frac{U_n \omega_y}{R_{\text{yn}} + R_c} \right)$ — независимая составляющая предельной э. д. с. возбудителя;

$F_{\text{зо}}$ — н. с. задающей обмотки;

$$f_o = \frac{f_a \cdot f_s \omega_{ss}}{R_{\text{всв}}};$$

f_a и f_s — тангенсы углов наклона характеристик холостого хода усилителя и возбудителя;

$\beta = \frac{R_{\theta}}{R_{\text{всв}}}$ — относительное добавочное сопротивление в цепи возбуждения возбудителя двигателя;

$i_{\text{вк}} = \frac{I_{\text{вк}}}{I_{\text{вн}}}$; $\rho_{\text{св}} = \frac{f_o \rho_c \omega_y}{(R_{\text{yn}} + R_c)(1+\beta)}$ — эквивалентное сопротивление отрицательной обратной связи;

$\rho_{\text{сов}} = \frac{f_o \rho_c \omega_{\text{сов}}}{(R_{\text{ов}} + R_c)(1+\beta)}$ — эквивалентное сопротивление, заменяющее действие положительной связи;

$\rho_s = \rho_{\text{св}} - \rho_{\text{сов}}$ — полное эквивалентное сопротивление обеих обратных связей;

R_{θ} — сопротивление обмотки возбуждения двигателя;

$R_{\text{всв}}$ — сопротивление обмотки возбуждения возбудителя и якоря усилителя;

$$\rho_c = \frac{R_c}{R_{\theta}}.$$

Сопротивление $\rho_{\text{сов}}$, под которым здесь понимается его абсолютное значение, больше сопротивления $\rho_{\text{св}}$, поэтому ρ_s отрицательно.

При отсутствии отрицательной обратной связи во время усиления потока, что часто имеет место

$$\rho_{\text{св}} = 0 \text{ и } \varepsilon_{\text{вн}} = \varepsilon_{\text{вк}} + (i_s - i_{\text{вк}}) \rho_{\text{сов}}. \quad (4)$$

Для цепи возбуждения двигателя можно написать уравнение:

$$\varepsilon_s = i_s \rho_{\text{вн}} + T_{\text{овк}} \frac{d\varphi}{dt}, \quad (5)$$

где $\rho_{\text{вн}} = 1 + \rho_c + \rho_{\text{яв}};$

$\rho_{\text{яв}}$ — относительное сопротивление якоря возбудителя;

$T_{\text{овк}}$ — средняя электромагнитная постоянная времени обмотки возбуждения двигателя.

С увеличением β снижается постоянная времени цепи $\frac{T_{\text{всв}}}{1+\beta}$, но одновременно снижаются $\rho_{\text{св}}$ и $\rho_{\text{сов}}$.

Если пренебречь постоянной времени, то $\varepsilon_s = \varepsilon_{\text{вн}}$. Принимая во внимание (5), для этого случая получим уравнение

$$\begin{aligned} \varepsilon_s &= \varepsilon_{\text{вк}} - i_s \rho_{\text{св}} + (i_s - i_{\text{вк}}) \rho_{\text{сов}} = \\ &= i_s \rho_{\text{вн}} + T_{\text{овк}} \frac{d\varphi}{dt}. \end{aligned} \quad (6)$$

Пользуясь понятием предельного тока возбуждения двигателя $i_{\text{вн}}$, определяем его из уравнений (2) и (5) при учете $T_{\text{всв}}$ или из уравнения (6) при

$T_{\text{всв}} = 0$, полагая $\frac{d\varepsilon_s}{dt} = 0$, $\frac{d\varphi}{dt} = 0$ и $i_s = i_{\text{вн}}$; тогда

$$i_{\text{вн}} = \frac{\varepsilon_{\text{вк}} - i_{\text{вк}} \rho_{\text{сов}}}{\rho_{\text{вн}} + \rho_s} \quad (7)$$

и $\varepsilon_{\text{вн}} = i_{\text{вн}} (\rho_{\text{вн}} + \rho_s) + i_{\text{вк}} \rho_{\text{сов}}. \quad (8)$

Уравнение (2) с учетом (8) можно написать в виде:

$$\frac{T_{\text{всв}}}{1+\beta} \frac{d\varepsilon_s}{dt} + \varepsilon_s = i_{\text{вн}} (\rho_{\text{вн}} + \rho_s) - i_s \rho_s, \quad (9)$$

а уравнение (6) в виде:

$$T_{\text{овк}} \frac{d\varphi}{dt} + (\rho_{\text{вн}} + \rho_s) i_s = i_{\text{вн}} (\rho_{\text{вн}} + \rho_s). \quad (10)$$

Из уравнения (9) при $T_{\text{всв}} = 0$ следует:

$$\varepsilon_s = i_{\text{вн}} (\rho_{\text{вн}} + \rho_s) - i_s \rho_s. \quad (11)$$

Последнее уравнение применимо и для $\varepsilon_{\text{вн}}$.

Процесс торможения двигателя с максимальной скоростью до основной подобно процессу разгона можно рассматривать состоящим из двух периодов: а) периода быстрого возрастания тока и б) периода, когда ток двигателя желательно поддерживать постоянным или несколько возрастающим по условиям коммутации.

Как и для ослабления потока, пренебрежем в уравнении тока, приведенном в [Л. 2], величиной $\rho \frac{di}{dt}$, близкой к нулю, где ρ — относительное сопротивление главной цепи. Тогда для усиления потока также применим предложенный нами ранее для ослабления потока метод расчета оптимальных параметров.

Параметры системы должны быть выбраны таким образом, чтобы ток двигателя во время второго периода усиления потока оставался оптимальным [Л. 2].

При усилении потока ток i является отрицательным. Поэтому в расчетных уравнениях, выведенных в [Л. 2], необходимо считать, что при усилении потока максимальный ток $i_{\text{макс}}$ (при $\nu = 1$) и $\text{tg } \alpha$ отрицательными, где α угол наклона прямой $i_{\text{макс}} = f(\nu)$, а ν — относительная скорость двигателя.

Для усиления потока сопротивление ρ_s и ток $i_{\text{вн}}$ могут быть определены по формулам, приведенным в [Л. 2], с учетом постоянных времени возбудителя $T_{\text{всв}}$ и усилителя $T_{\text{к}}$, а при $T_{\text{всв}} = T_{\text{к}} = 0$ по формулам

$$\rho_s = \frac{T_{\text{овк}} (A_2 - A_1)}{T_{\text{м}} (i_{\text{в1}} - i_{\text{в2}})} - \rho_{\text{вн}}; \quad (12)$$

$$i_{\text{вн}} = \frac{i_{\text{в1}} A_2 - i_{\text{в2}} A_1}{A_2 - A_1}, \quad (13)$$

где $T_{\text{м}}$ — электрохимическая постоянная;

A_1 и A_2 — первые производные (при $T_m = 1$) потока, причем величина A_1 соответствует скорости v_1 и потоку φ_1 , имеющим место в начале второго периода торможения (в тот момент времени, когда тормозной ток двигателя уже заведомо успел возрасти до своего максимального значения), а величина A_2 соответствует конечным значениям потока $\varphi_2 = 1$ и скорости v_2 .

Токи возбуждения двигателя i_{e1} и i_{e2} соответствуют потокам φ_1 и φ_2 .

Рекомендуется выбирать скорость $v_1 = (0,95 \dots 0,9) v_0$, где v_0 — скорость двигателя в самом начале торможения, а скорость v_2 из условия получения номинального потока $\varphi_2 = 1$.

При торможении вхолостую с неизменным током двигателя i_{\max} (абсолютное значение) имеем:

$$A_1 = \frac{\varphi_1^3 i_{\max}}{1 + i_{\max} \rho}; \quad (14)$$

$$A_2 = \frac{\varphi_2^3 i_{\max}}{1 + i_{\max} \rho}. \quad (15)$$

Подставляя (14) и (15) в (12), получим:

$$\rho_g = \frac{T_{свн} i_{\max} (\varphi_2^3 - \varphi_1^3)}{T_m (i_{e1} - i_{e2}) (1 + i_{\max} \rho)} - \rho_{вн}. \quad (16)$$

Так как при усилении потока $\varphi_1 < \varphi_2$ и $i_{e1} < i_{e2}$, то сопротивление ρ_g отрицательно и увеличивается с ростом тормозного тока. С увеличением $T_{свн}$ и с уменьшением T_m сопротивление ρ_g возрастает.

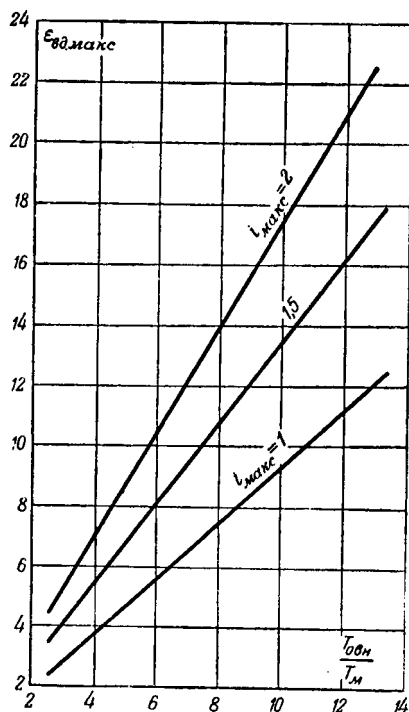


Рис. 2.

Предельный ток i_{en} не зависит от постоянных $T_{свн}$ и T_m и определяется пределами изменения скорости двигателя при торможении.

Заменяя рабочую часть характеристики холостого хода двигателя прямой, уравнение которой $\varphi = m i_g + b$, и вводя приведенную постоянную времени цепи возбуждения двигателя $T_{en} = \frac{T_{свн} m}{\rho_{en} + \rho_g}$,

из (10) получим:

$$i_g = i_{en} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{en}}} \right) + i_{go} e^{-\frac{t}{T_{en}}}, \quad (17)$$

где i_{go} — ослабленный ток возбуждения.

Чем меньше i_{en} ($i_{en} < 1$), тем быстрее растет i_g .

Зная величины ρ_g и i_{en} , по формуле (11) легко определить при любом i_g величину э. д. с. ϵ_g (при $T_{свн} = 0$), необходимую для получения заданного тормозного тока i_{\max} .

Максимальная э. д. с. возбудителя при $\varphi_2 = 1$ будет:

$$\epsilon_{g, \max} = i_{en} \rho_{en} - \rho_g (1 - i_{en}). \quad (18)$$

Электродвижущая сила $\epsilon_{g, \max}$ растет с увеличением i_{\max} , $T_{свн}$ и уменьшением T_m .

Максимальная динамическая э. д. с. возбудителя [Л. 1]

$$\epsilon_{вд, \max} = \epsilon_{g, \max} - \rho_{вн} = \frac{T_{свн}}{T_m} A_2.$$

На рис. 2 представлена зависимость $\epsilon_{вд, \max}$ от $\frac{T_{свн}}{T_m}$ для различных токов i_{\max} и $\rho = 0,08$.

Из рис. 2 следует, что при больших $T_{свн}$ и незначительных T_m получение оптимального тормозного тока за счет одного только усиления потока двигателя невозможно из-за чрезмерно больших значений э. д. с. возбудителя, поэтому одновременно с усилением потока необходимо снижать напряжение генератора. В этом случае можно также использовать одно усиление потока лишь в пределах первой части периода торможения, пока э. д. с. возбудителя не достигнет своей максимальной величины.

Найденные параметры ρ_g и i_{en} соответствуют наибольшему возможному темпу усиления потока в течение второго периода, т. е. наибольшему для заданной величины тока нарастанию тормозного момента. Если при этом началось бы одновременное снижение напряжения генератора, то нарастание потока должно было быть замедленным, что вызвало бы замедление роста тормозного момента.

Параметры ρ_g и i_{en} определялись из условия поддержания уже возросшего тормозного тока постоянным или немного повышающимся, т. е. для второго периода. Для первого же периода поток должен расти значительно быстрее, а э. д. с. возбудителя должна быть большей, чем это устанавливается уравнениями (11) ... (13).

Если же для первого периода пользоваться этими уравнениями с найденными параметрами ρ_g ,

и $i_{вн}$, то ток двигателя будет очень медленно расти и достигнет заданного максимального значения только к концу торможения.

Электродвижущая сила возбудителя в течение первого периода должна быть выбрана такой значительной величины, чтобы тормозной ток за короткое время успел возрасти до максимума, равного заданному значению.

Расчет параметров без учета постоянной времени возбудителя. Произведем расчет оптимальных параметров системы усиления потока двигателя мощностью 475 л. с., 220 в, 1800 а, 150/300 об/мин, $T_{о\text{вн}} = 2,62$ сек, $T_m = 1$ сек, $\rho = 0,07$, $\rho_{вн} = 1,976$, $i_{макс0} = 2$, $\text{tg } \alpha = 0$, $\mu_c = 0$.

Начальные значения потока и скорости двигателя: $\varphi_0 = 0,5$, $v_0 = 2$.

Принимаем $v_1 = 1,9$:

$$\varphi_1 = \frac{1 + i_{макс0} \rho}{v_1} = 0,6; \quad \varphi_2 = 1;$$

$$v_2 = \frac{1 + i_{макс0} \rho}{\varphi_2} = 1,14.$$

По характеристике холостого хода двигателя находим $i_{с1} = 0,515$, $i_{с2} = 1$ и $i_{с0} = 0,42$.

По формулам (14) и (15) определяем $A_1 = 0,379$ и $A_2 = 1,754$, а по формулам (12) и (13) $\rho_s = -9,404$ и $i_{вн} = 0,381$.

При включении положительной связи в начале усиления, т. е. при $i_{вн} = i_{с0}$ начальная э. д. с. возбудителя согласно формуле (11) $\varepsilon_{вн.нач} = 0,381 (1,976 - 9,404) + 0,42 \cdot 9,404 = 1,12$, очень мала, причем меньше номинального (при $i_{вн} = 1$) значения, равного $i_{вн} \rho_{вн} = 1,976$.

Для проверки правильности предлагаемого метода расчета были вычислены кривые переходных процессов тока i , скорости v и потока φ двигателя и э. д. с. возбудителя ε_s при усилении потока ($T_{во} = 0$, $\rho_s = -9,404$ и $i_{вн} = 0,381$), представленные на рис. 3 для двух случаев:

а) при включении положительной обратной связи с запаздыванием в момент достижения

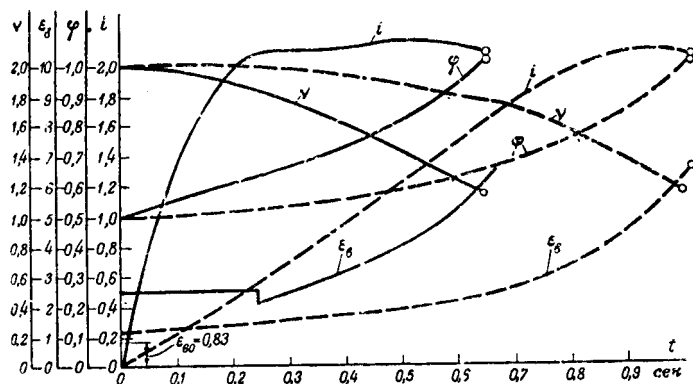


Рис. 3. Кривые переходных процессов тока i , скорости v , потока φ и э. д. с. ε_s при усилении потока ($T_{во} = 0$, $\rho_s = -9,404$, $i_{вн} = 0,381$, $i_{макс} = 2$).

— при включении положительной обратной связи с запаздыванием;
- - - при включении положительной обратной связи в начале усиления потока.

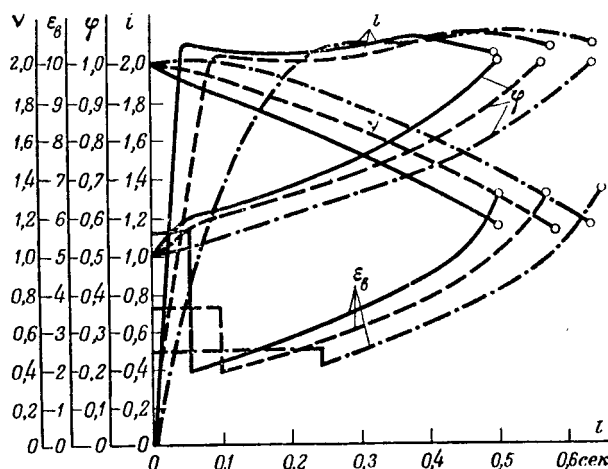


Рис. 4. Кривые переходных процессов при усилении потока двигателя ($T_{во} = 0$, $\rho_s = -9,404$, $i_{вн} = 0,381$)

при различных значениях $\varepsilon_{сф}$.

— при $\varepsilon_{сф} = 5,61$; - - - при $\varepsilon_{сф} = 3,51$;
- · - · - при $\varepsilon_{сф} = 2,49$.

током заданного максимального значения (сплошные кривые) и

б) при включении этой связи в начале усиления потока (пунктирные кривые).

Кривые тока построены по точному уравнению [Л. 1]. Влияние величины форсировочной э. д. с. $\varepsilon_{сф}$ возбудителя в первом периоде усиления иллюстрируется рис. 4. С увеличением э. д. с. $\varepsilon_{сф}$ ток растет быстрее.

Поток φ_1 и ток возбуждения $i_{с1}$, соответствующие моменту достижения током заданного максимума, остаются примерно одинаковыми при различных $\varepsilon_{сф}$ и равными $\varphi_1 = 0,6 \dots 0,62$ и $i_{с1} = 0,51 \dots 0,525$. Также не зависит от величины $\varepsilon_{сф}$ значение минимальной э. д. с. $\varepsilon_{с1} = 2$.

Снижение э. д. с. $\varepsilon_{сф}$ с 5,61 до 2,49 вызывает увеличение времени торможения на 28%. Скорость двигателя, при которой ток достигает максимума, также почти не зависит от $\varepsilon_{сф}$ и составляет 0,95...0,92 от скорости $v_0 = 2$.

При нарастании тормозного тока до заданного максимума э. д. с. возбудителя должна быть снижена от значения $\varepsilon_{сф}$ до $\varepsilon_{с1}$. Если же эта э. д. с. $\varepsilon_{с1}$ при токе $i_{с1}$ окажется больше $\varepsilon_{с1}$, то тормозной ток не останется на втором участке постоянным, а будет расти.

Расчет параметров с учетом $T_{во}$. Расчет параметров проведем для $i_{макс} = 2$, $T_{во} = 0,351$ сек, $\beta = 3,2$ и тех же исходных данных, что и для $T_{во}$.

По расчетным формулам, приведенным в [Л. 2], находим вторые производные потока $B_1 = 0,718$ (для φ_1) и $B_2 = 9,23$ (для $\varphi_2 = 1$), $m = \frac{\varphi_2 - \varphi_1}{i_{с2} - i_{с1}} = 0,825$; $\rho_s = -13,82$; $\rho_{с0} = \rho_s (1 + \beta) = -58,04$ и $i_{вн} = 0,411$.

При увеличении β снижаются ρ_s и $i_{вн}$ [Л. 2], сопротивление $\rho_{с0}$ возрастает, а $R_{св}$ снижается.

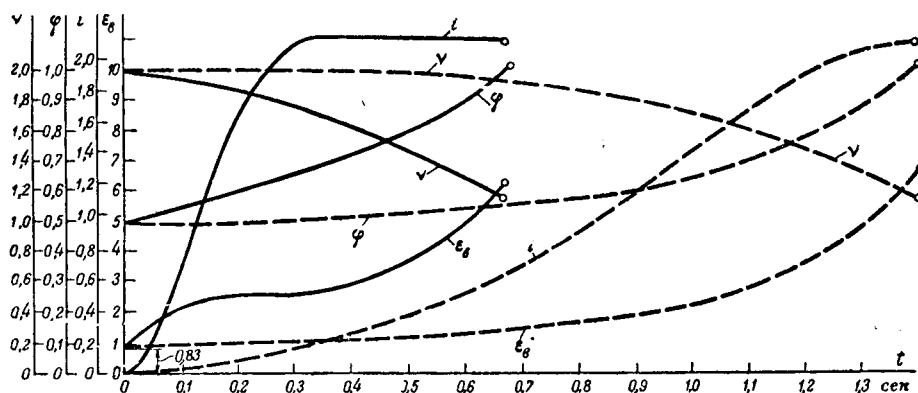


Рис. 5. Кривые переходных процессов при усилении потока двигателя ($T_{\text{всв}} = 0,351 \text{ сек}$, $\rho_g = -13,82$, $i_{\text{вн}} = 0,411$, $i_{\text{макс}} = 2\beta = 3,2$).

— при включении положительной обратной связи с запаздыванием;
--- при включении положительной обратной связи в начале усиления потока.

На рис. 5 приведены вычисленные для данного случая кривые переходных процессов.

Из рис. 3 и 5 видно, что при включении положительной связи в начале усиления поток φ и ток i очень медленно растут, ток достигает заданного максимального значения лишь к концу торможения. Это сильно повышает время торможения, особенно при учете $T_{\text{всв}}$.

Если же положительную связь включить с запаздыванием только после нарастания тока до максимума, то ток в течение значительного времени торможения поддерживается постоянным в пределах, близких к заданному максимуму — 2. Таким образом, ошибка в определении тока при использовании предложенными расчетными формулами составляет $4 \dots 8\%$.

Для схемы усиления потока двигателя, предложенной В. И. Архангельским [Л. 3], с включением положительной обратной связи в начале усиления потока без противодействующего напряжения, т. е. $i_{\text{вн}} = 0$, применимы все вышеприведенные уравнения, в которых надо положить $i_{\text{вн}} = 0$.

Экспериментальное исследование. Для подтверждения рассмотренных теоретических положений было проведено экспериментальное исследование процесса усиления потока двигателя МП — 8, 475 л. с., 220 в, 1800 а, 150/300 об/мин, $T_{\text{овн}} = 2,62$ и $T_{\text{ж}} = 1 \text{ сек}$ при постоянном напряжении генератора¹.

Получение оптимального тормозного тока при помощи положительной связи, включенной в момент нарастания тока до максимума, иллюстрируется осциллограммами на рис. 6...9.

Осциллограмма на рис. 6, а снята при $i_{\text{макс}} = 0,64$, противодействующем напряжении $u_{\text{нр}0} = \frac{U_{\text{нр}}}{i_{\text{вн}} R_c} = 1,21$, $\rho_g = -1,76$.

Изменять величину тормозного тока, поддерживаемого, постоянным, можно путем изменения

напряжения возбудителя $\epsilon_{\text{вн}}$, т. е. н. с. задающей обмотки усилителя (при помощи сопротивления $R_{\text{звн}}$, рис. 1) в периоде нарастания тока. При уменьшении $\epsilon_{\text{вн}}$ ток снижается. При параметрах ρ_g и $i_{\text{вн}}$, отличных от оптимальных, ток во втором периоде не сохраняется постоянным. При ρ_g , меньшем оптимального, или $i_{\text{вн}}$, большем оптимального, ток во втором периоде падает, наоборот при ρ_g , большем оптимального, или $i_{\text{вн}}$, меньшем оптимального, он повышается.

Осциллограмма на рис. 7 иллюстрирует влияние ρ_g при остальных неизменных параметрах.

Для поддержания постоянным тока большей величины необходимо иметь более высокое противодействующее напряжение $u_{\text{нр}0}$, а также большее значение ρ_g .

При слишком позднем включении положительной связи ток, пройдя чарез максимум, падает и лишь введенная положительная связь вызывает его повышение в конце усиления потока.

При включении положительной связи в начале усиления (рис. 8) ($u_{\text{нр}0} = 1$) в случае той же величины $\epsilon_{\text{вн}} = 1,4$, что и при оптимальном токе (рис. 6), ток даже при более низком $\rho_g = -1,5$, возрастая, не останавливается на прежнем уровне ($i = 0,64$), а продолжает дальше интенсивно расти до величины 1,19, так как при $i = 0,64$ э. д. с. возбудителя равна 174 в вместо необходимой величины 120 в (рис. 6).

Повышение темпа нарастания тока до максимума путем применения начальной форсировки

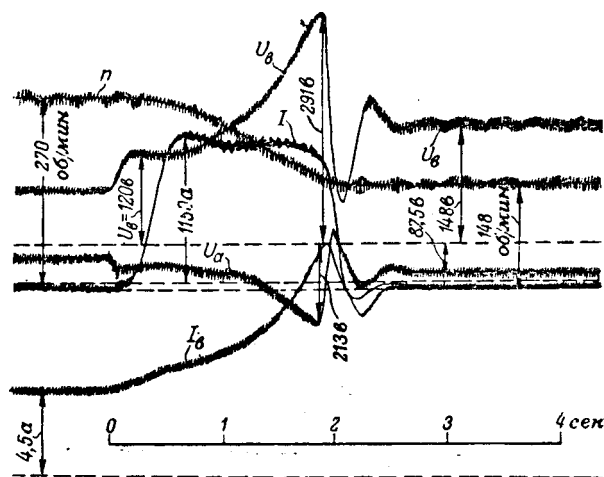


Рис. 6. Осциллограмма усиления потока при оптимальном токе ($i_{\text{макс}} = 0,64$; $\rho_g = -1,76$, $\epsilon_{\text{вн}} = 1,4$).

I — ток якоря; I_δ — ток возбуждения двигателя; n — скорость вращения; U_δ — напряжение возбудителя; U_a — напряжение усилителя.

¹ В экспериментальном исследовании принимал участие Д. Н. Калинин.

э. д. с. возбудителя подтверждается осциллограммой на рис. 9.

Начальный форсировочный пик напряжения возбудителя создается зарядным током конденсатора С (рис. 1). Как видно из рис. 9, начальный форсировочный пик напряжения возбудителя, равный $\epsilon_{вг.} = 3,55$, вызывает быстрый рост тока до величины $i_{макс} = 1,12$.

По окончании заряда конденсатора напряжение возбудителя снижается до $\epsilon_{в1} = 1,4$. При включении положительной связи с эквивалентным сопротивлением $\rho_a = -5,7$ при $u_{пр0} = 1,29$ напряжение возбудителя растет до $\epsilon_{в.макс} = 4,1$, а ток поддерживается на неизменном уровне. Более раннее включение положительной связи, вызывая повышение минимального значения $\epsilon_{в1}$, приводит к тому, что ток не сохраняет заданное максимальное значение, а продолжает расти далее.

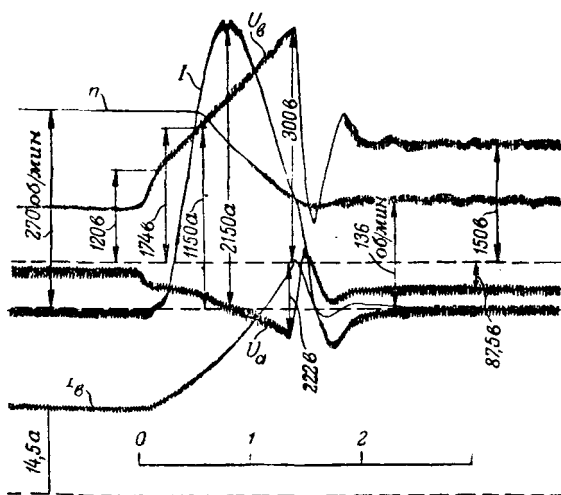


Рис. 8. Осциллограмма переходных процессов при усилении потока двигателя и включении положительной обратной связи ($\rho_a = -1,5$) в начале усиления при $\epsilon_{в1} = 1,4$.

I — ток якоря; I_a — ток возбуждения двигателя; η — скорость вращения; U_a — напряжение усилителя.

Из предыдущего следует, что положительная обратная связь по току возбуждения должна включаться только после возрастания тормозного тока до максимального значения. Форсировочная э. д. с. возбудителя для ускорения нарастания тока выбирается такой большой величины, чтобы ток быстро нарастал до значения, равного или большего заданного максимума. При достижении током максимума действие форсировочной э. д. с. прекращается, и включается положительная обратная связь с параметрами, рассчитанными по предложенным формулам.

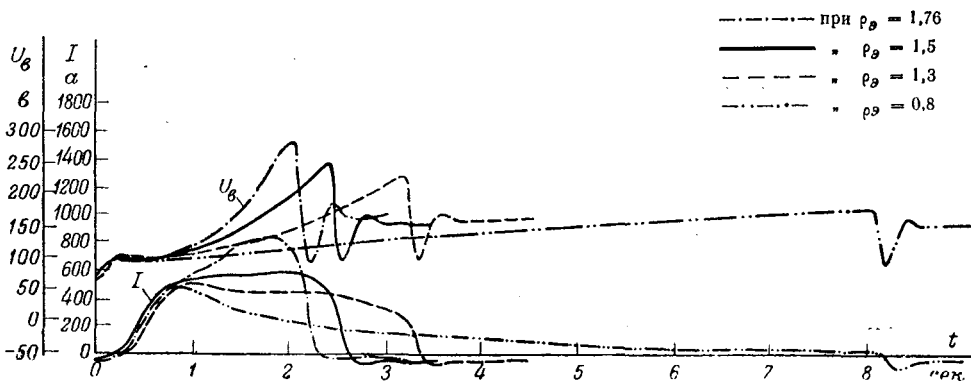


Рис. 7. Влияние сопротивления ρ_a на переходный процесс при усилении потока двигателя.

I — ток якоря; U_a — напряжение возбудителя.

Включение положительной связи (без применения начальной форсировки э. д. с.) в начале усиления потока, как это имеет место в схеме, предложенной В. И. Архангельским [Л. 3], является нецелесообразным, так как в этом случае при заданном (значении тормозного тока) конечном значении э. д. с. возбудителя начальная ее величина получается слишком незначительной, что приводит к очень медленному нарастанию тормозного тока и сильному повышению времени

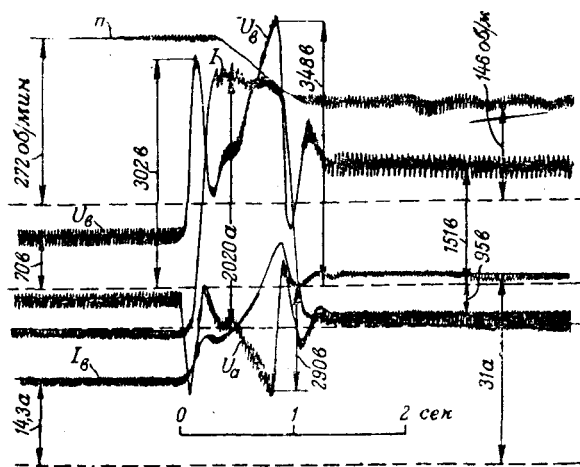


Рис. 9. Осциллограмма переходных процессов при усилении потока двигателя с начальной форсировкой и включении положительной обратной связи ($\rho_a = -5,7$). I — ток якоря; I_a — ток возбуждения двигателя; η — скорость вращения; U_a — напряжение усилителя.

торможения. Изложенное выше (при $T_{в0} = 0$) применимо и для ионного возбуждения двигателя.

Литература

1. В. П. Никитин и Н. П. Куницкий. Оптимальная форма изменения потока шунтового двигателя постоянного тока при регулировании скорости выше основной. Известия Академии наук СССР (Отделение технических наук), № 9, 1948.
2. Н. П. Куницкий. Определение параметров системы трехкаскадного электромашиного управления ослаблением потока. Электричество, № 4, 1956.
3. В. И. Архангельский. Новая схема управления полем двигателя блуминга. Электричество, № 9, 1955.
4. В. П. Никитин и Н. П. Куницкий. Переходные процессы электропривода постоянного тока при ослаблении потока двигателя. Известия Академии наук СССР (Отделение технических наук), № 6, 1948.

[30.11.1956]

„Опрокидывание“ тока в одной из цепей двигателя последовательного возбуждения при отключении

Кандидат техн. наук, доц. Н. А. КАРШ

Ленинградский институт инженеров железнодорожного транспорта им. Образцова

При исследовании переходных процессов в силовых цепях тягового двигателя, работающего с ослабленным полем [Л. 1], было обнаружено кратковременное изменение направления («опрокидывание») тока в обмотке возбуждения отключаемого двигателя.

Описываемое явление характерно не только для указанного случая, оно может иметь место и в других цепях с качественно аналогичными параметрами.

Упрощенная электрическая схема опыта приведена на рис. 1. Якорь и обмотка возбуждения двигателя соединялись последовательно, а параллельно обмотке возбуждения *ов* присоединялся дроссель *ИШ*. Отключение схемы осуществлялось контактором *К*; при этом осциллографировались токи якоря, обмотки возбуждения и дросселя, а также напряжение на якоре двигателя.

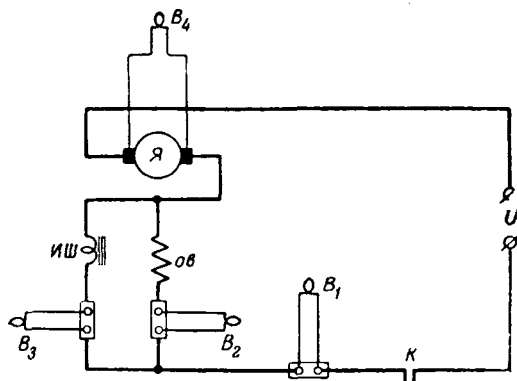


Рис. 1. Упрощенная электрическая схема опыта.

Основной особенностью рассматриваемой цепи является параллельное соединение двух катушек со сталью, магнитопровод одной из которых не является массивным (дроссель), в другой — массивный (обмотка возбуждения).

На рис. 2 приведены осциллограммы, полученные при отключении двигателя.

Осциллограмма на рис. 2,а может быть разбита на два участка. Первый участок 1 соответствует периоду разрыва цепи контактором *К*. В этот период происходит перераспределение токов во всех ветвях таким образом, что к моменту погасания дуги токи в обмотке возбуждения и дросселе одинаковы, причем ток в дросселе $I_{ш}$ изменяет свое направление на обратное.

Второй участок той же осциллограммы соответствует периоду, в течение которого в контуре обмотка возбуждения — дроссель и в контурах, образованных вихревыми токами, происходит рассеивание энергии, запасенной в магнитном поле обмотки возбуждения.

Первый участок отличается быстрым, а второй участок — медленным затуханием магнитного потока ($c'\Phi$).

Основной интерес представляет осциллограмма на рис. 2,б, которая имеет три характерных участка. Первый участок 1 соответствует периоду разрыва дуги. В этот период ток в обмотке возбуждения меняет свое направление. Во второй период 2 происходит рассеивание энергии, запасенной в магнитных полях дросселя и обмотки возбуждения, причем вследствие того, что магнитопровод дросселя не является массивным, энергия, запасенная в магнитном поле дросселя, рассеивается быстрее, чем энергия магнитного поля обмотки возбуждения.

В третий период 3 в системе остается лишь энергия уменьшающегося магнитного поля обмотки возбуждения, а ток в обмотке возбуждения снова меняет свое направление.

Как видно из осциллограммы на рис. 2,б, затухание магнитного потока во время изменения

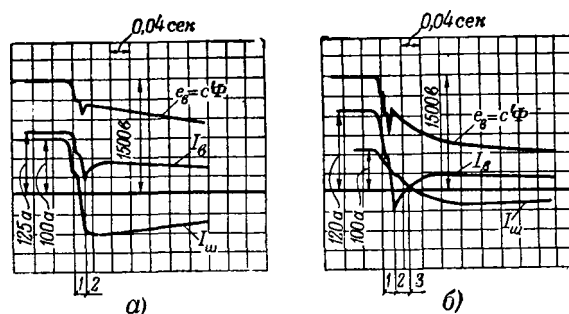


Рис. 2. Осциллограммы при отключении двигателя в схеме рис. 1.

направления тока в обмотке возбуждения происходит значительно быстрее, чем в случае, представленном на рис. 2,а. Однако вследствие относительной кратковременности «опрокидывания» тока перемагничивание происходит лишь в поверхностных слоях магнитопровода обмотки возбуждения, в то время как во внутренних слоях магнитопровода вихревые токи поддерживают магнитный поток прежнего направления. Из осциллограммы также видно, что направление результирующего магнитного потока обмотки возбуждения остается неизменным.

Упрощенная схема замещения с учетом вихревых токов для рассматриваемого случая представлена на рис. 3. В схеме рис. 3 вихревые токи учтены тем, что магнитный поток в массивном магнитопроводе представлен состоящим из двух неравных частей. Первая часть магнитного потока (20 ... 30%) обусловлена лишь н. с. обмотки возбуждения и, следовательно, возникает и уменьшается одновременно с током возбуждения. Вторая часть магнитного потока (70 ... 80%) обусловлена результирующей н. с. Результирующая н. с. является алгебраической суммой н. с. обмотки возбуждения и н. с. эквивалентной обмотки,

постоянная времени которой зависит от конструкции и материала магнитопровода и определяется опытом или по формуле [Л. 2]

$$T = \frac{4lab}{\pi \rho \delta \left(\frac{a}{b} + \frac{b}{a} \right)},$$

где l — длина массивной части магнитопровода;
 a и b — стороны сечения магнитопровода;
 ρ — удельное электрическое сопротивление магнитопровода;
 δ — эквивалентный воздушный зазор.

Для определения сопротивления контура r_k следует задаться числом витков эквивалентной обмотки и определить ее индуктивность:

$$r_k = \frac{L_k}{T}.$$

Расчеты переходных процессов, в которых вихревые токи учитывались описываемым способом, были выполнены автором [Л. 1] и дали приемлемые результаты:

Примем следующие обозначения:

$I_a, I_s, I_{ш}, I_k$ и $r_a, r_s, r_{ш}, r_k$ — токи и сопротивления якоря, обмотки возбуждения, дросселя и эквивалентного контура;
 $L_a, L_{ш}$ — индуктивности обмотки якоря и дросселя;

e_{sp} — э. д. с. вращения двигателя;

e_u — э. д. с. индукции;

$\omega_k = \omega_1$ — число витков эквивалентного контура, равное числу витков обмотки возбуждения на полюс;

$\Phi_1 = k_1 \Phi$ — часть полного магнитного потока, обусловленная н. с. обмотки возбуждения (20 ... 30%);

$\Phi_2 = k_2 \Phi$ — часть полного магнитного потока, обусловленная результирующей н. с. (70 ... 80%);

R_μ — магнитное сопротивление;

$2p$ — число полюсов;

σ — коэффициент рассеяния.

При составлении и решении уравнений для процесса отключения в схеме рис. 3 приняты следующие допущения:

1. Разрыв цепи якоря контактором K осуществляется мгновенно. Это допущение [Л. 3] не искажает физической сути процесса, происходящего в контуре обмотка возбуждения — дроссель, оказывая влияние лишь на начальные значения токов.

2. Магнитные цепи всех катушек являются несвязанными. Тогда исходные уравнения будут иметь следующий вид:

$$L_{ш} \frac{dI_{ш}}{dt} + r_{ш} I_{ш} = 2p\omega_1 \frac{d\Phi}{dt} \cdot 10^{-8} + r_s I_s; \quad (1)$$

$$2p\omega_k \frac{d\Phi_2}{dt} \cdot 10^{-8} + r_k I_k = 0; \quad (2)$$

$$I_{ш} = -I_s; \quad (3)$$

$$\Phi = \frac{0,4\pi 2\omega_1}{R_\mu} \left[k_1 I_s + k_2 \left(I_s + \frac{\omega_k}{\omega_1} I_k \right) \right]. \quad (4)$$

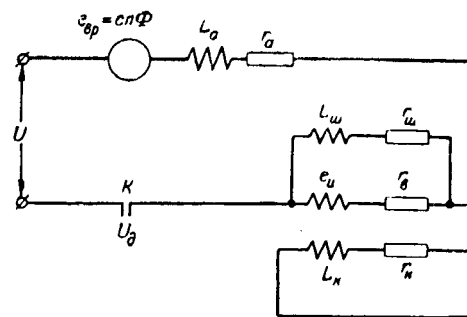


Рис. 3. Упрощенная схема замещения.

Обозначим:

$$2p\omega_1 10^{-8} = 2p\omega_k 10^{-8} = \gamma;$$

$$k_1 \frac{0,4\pi 2\omega_1}{R_\mu} = Q_1; \quad k_2 \frac{0,4\pi 2\omega_1}{R_\mu} = Q_2.$$

После преобразований уравнения (1) ... (4) могут быть сведены к системе из двух линейных, однородных уравнений первого порядка с постоянными коэффициентами:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dI_s}{dt} &= a_{11} I_s + a_{12} I_k; \\ \frac{dI_k}{dt} &= a_{21} I_s + a_{22} I_k, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где

$$a_{11} = -\frac{r_s + r_{ш}}{L_{ш} + \gamma Q_1};$$

$$a_{12} = \frac{r_k}{L_{ш} + \gamma Q_1};$$

$$a_{21} = -a_{11};$$

$$a_{22} = -\frac{r_k (L_{ш} + \gamma Q_1 + \gamma Q_2)}{\gamma Q_2 (L_{ш} + \gamma Q_1)}.$$

Решение системы уравнений (5) будет:

$$I_s = C_1 e^{-\lambda_1 t} + C_2 e^{-\lambda_2 t}; \quad (6)$$

$$I_k = K'_1 C_1 e^{-\lambda_1 t} + K'_2 C_2 e^{-\lambda_2 t}, \quad (7)$$

где K'_1 и K'_2 — коэффициенты пропорциональности, определяемые в ходе решения.

Для нахождения постоянных интегрирования C_1 и C_2 определим начальные значения токов I_s и I_k . В основу определения начальных значений токов I_s и I_k при допущении мгновенного отключения цепи положен известный принцип равенства суммы потокоцеплений до отключения и в первый момент после отключения цепи.

Исходные уравнения для определения начальных условий

$$\Psi_{s1} - \Psi_{ш1} = \Psi_{s0} + \Psi_{ш0}; \quad (8)$$

$$\Psi_{k1} = \Psi_{k0}, \quad (9)$$

где $\Psi_{s1}, \Psi_{ш1}, \Psi_{k1}$ — потокоцепления обмотки возбуждения, дросселя и эквивалентного контура при $t < 0$;

$\Psi_{s0}, \Psi_{ш0}, \Psi_{k0}$ — то же при $t = 0$.

Реакция массивного стального якоря в электромагнитной муфте скольжения

Кандидат техн. наук, доц. В. С. ШАРОВ
Московский энергетический институт

Электромагнитная муфта скольжения является электрической машиной, которая предназначена для передачи вращающего момента от двигателя к рабочему механизму.

В установках с муфтами скольжения удается сравнительно просто решать многие задачи, связанные с регулированием и автоматизацией электропривода отдельных установок.

Рассматриваемая муфта состоит из двух вращающихся частей (рис. 1): первичной части 1, на которой, как правило, размещается обмотка возбуждения w_0 и вторичной части 2—якоря.

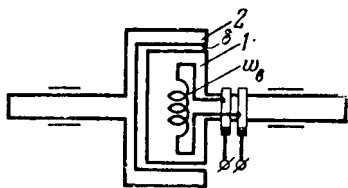


Рис. 1. Условное изображение электромагнитной муфты скольжения.

Наибольшее распространение получила муфта с массивным стальным якорем, который чаще всего является внешним, так как в этом случае улучшаются условия его охлаждения.

Первичная часть муфты выполняется или с зубцами — полюсами разноименной чередующейся полярности (панцирная муфта) или с зубцами — полюсами одноименной полярности (индукторная муфта); строятся также муфты с явно выраженными полюсами.

Расчет муфт скольжения с массивным стальным якорем представляет известные трудности. В частности, в технической литературе совсем не освещен вопрос учета реакции массивного стального якоря, которая влияет на работу муфты.

Намагничивающая сила массивного стального якоря. Между данной муфтой и асинхронной машиной нет полной аналогии. Если сравнить их принцип действия, то в асинхронной машине вращающееся поле создается переменным током, поступающим из сети, в то время как муфта скольжения возбуждается постоянным током. Намагничивающая сила якоря муфты всегда оказывается неподвижной относительно вращающихся зубцов-полюсов и воздействует определенным образом на поле полюсов, т. е. имеет место реакция якоря. Поэтому в этой части к муфте скольжения применима теория синхронной машины. В результате реакции якоря уменьшается поле в муфте, снижается вращающий момент при данном скольжении; или, при неизменном моменте сопротивления, уменьшается скорость вращения ведомого вала.

Для получения определенной величины магнитной индукции в воздушном зазоре при заданном моменте и скольжении необходимо определить н. с. обмотки возбуждения с учетом реакции якоря.

Для определения реакции массивного стального якоря необходимо знать ток якоря и характер распределения н. с. якоря, форму поля зубцов-полюсов.

Намагничивающая сила массивного стального якоря на двойном полюсном делении выражается в общем случае рядом Эйлера-Фурье.

Рассмотрим конкретный случай—муфту с разнополярными зубцами. Предположим, что ширина зубца одинакова по длине муфты. Воздушный зазор под зубцом-полюсом равномерный, индукция в зубцах одинакова, следовательно, одинаковы э. д. с. и ток в каждом элементе по окружности якоря.

График н. с. для рассматриваемого случая приведен на рис. 2.

При определении потокосцеплений согласно принятому способу учета вихревых токов необходимо иметь в виду, что первая часть магнитного потока сцеплена только с обмоткой возбуждения, а вторая часть—с обеими обмотками.

После определения потокосцеплений и преобразований выражения для начальных значений токов будут иметь следующий вид:

$$I_{s0} = \frac{\gamma Q_1 I_{s1} - L_{\mu} I_{w1}}{\gamma Q_1 + L_{\mu}}; \quad (10)$$

$$I_{w0} = I_{s1} - I_{s0}. \quad (11)$$

Уравнения (10) и (11) вполне определяют условия „опрокидывания“ тока в обмотке возбуждения отключаемого двигателя.

Признаком „опрокидывания“ тока является отрицательное начальное значение тока возбуж-

дения (I_{s0}). Следовательно, как видно из уравнения (10), изменение направления тока имеет место в том случае, если к моменту отключения потокосцепление дросселя больше, чем потокосцепление обмотки возбуждения, обусловленное той частью магнитного потока, который не сцеплен с контурами вихревых токов.

Литература

1. Н. А. Карш. Расчет нестационарных режимов тягового двигателя при ослабленном поле. Сборник ЛИИЖТ, вып. 149.
2. Р. Рюденберг. Переходные процессы в электроэнергетических системах. Издательство иностранной литературы, 1955.
3. Х. Карслоу и Д. Егер. Операционные методы в прикладной математике. Издательство иностранной литературы 1948.

[30. 5. 1956]



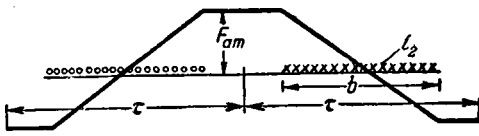


Рис. 2. Кривая н. с. якоря муфты с разнополярными зубцами-полюсами.

Первая гармоника н. с. якоря:

$$F_a = \frac{8F_{am}}{\pi^2 \alpha} \sin \alpha \frac{\pi}{2}, \quad (1)$$

где $\alpha = \frac{b}{\tau}$;

b — длина дуги якоря, равная ширине полюса;
 τ — полюсное деление.

Рассмотрим также муфту с зубцами однойименной полярности. Будем считать, что воздушный зазор под зубцом индуктора равномерный, причем зубец имеет прямоугольные стенки (рис. 3, а). В этом случае при вращении ведущей части муфты наводится э. д. с. и возникает ток в якоре, одинаковые на каждом элементе окружности якоря.

График н. с. по окружности якоря приведен на рис. 3, б.

Якорь обладает активным и индуктивным сопротивлением, поэтому ток якоря сдвинут по фазе относительно э. д. с. и следовательно, ось н. с. якоря смещена в пространстве относительно оси вращающегося зубца полюса.

Согласно рис. 3 первая гармоника н. с. якоря:

$$F_a = \frac{8F_{am}}{\pi^2} = \frac{4Ab_z}{\pi^2}, \quad (2)$$

где A — линейная нагрузка якоря;

$$\tau = \frac{t_z}{2};$$

$$\alpha = 1;$$

t_z — зубцовое деление;

b_z — длина по окружности якоря, равная ширине зубца.

Для нахождения н. с. якоря по уравнениям (2) и (1) необходимо знать линейную нагрузку якоря A .

Согласно ряду исследований при известных допущениях распределение плотности тока по высоте активного слоя массивного стального тела выражается уравнением:

$$\delta = \frac{E_m}{\rho} e^{-\lambda z} = \delta_0 e^{-\lambda z}, \quad (3)$$

где $\lambda = (1 + j)k$;

$$k = \sqrt{\frac{\mu \omega \gamma}{2}};$$

$$\omega = 2\pi f_s; f_s = sf_0;$$

f_0 — частота тока якоря при $n_2 = 0$;

$\delta_0 = \frac{B_0 v}{\rho} 10^{-8}$ амплитуда плотности тока в элементе объема стали, ближайшем к поверхности якоря;

B_0 — нормальная составляющая индукции на поверхности якоря;

$v = 2\pi s f_0$ — линейная скорость вращения поля относительно якоря;

ρ — удельное электрическое сопротивление якоря.

Таким образом:

$$\delta_0 = \frac{B_0 2\pi f_0}{\rho} s 10^{-8}. \quad (4)$$

Ток на единице длины окружности якоря

$$i_2 = \int_0^\infty \delta_0 e^{-(1+j)kz} dz = \frac{\delta_0}{\sqrt{2}k} e^{-j\frac{\pi}{4}}, \quad (5)$$

где

$$k = \frac{1}{h}; \quad (6)$$

h — эквивалентная глубина активного слоя якоря.
Действующее значение тока:

$$I_2 = \frac{\delta_0}{2} h. \quad (7)$$

Подставляя в (7) значение δ_0 и h , получим уравнение для линейной нагрузки в виде:

$$I_2 = A = B_0 \tau f_s \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \rho}} 10^{-8}, \quad (8)$$

где $\mu = 4\pi 10^{-9} \mu_s$;

μ_s — относительная магнитная проницаемость.

Индукция в стали якоря уменьшается по мере проникновения электромагнитной волны в стальной массив и, следовательно, магнитная проницаемость не одинакова по высоте спинки якоря.

Вместе с тем следует иметь в виду, что расчет магнитной цепи электрической машины по силовым трубкам и по средним значениям индукций дают практически одинаковые результаты. Поэтому при расчете электрической машины пользуются средним значением индукции в стали

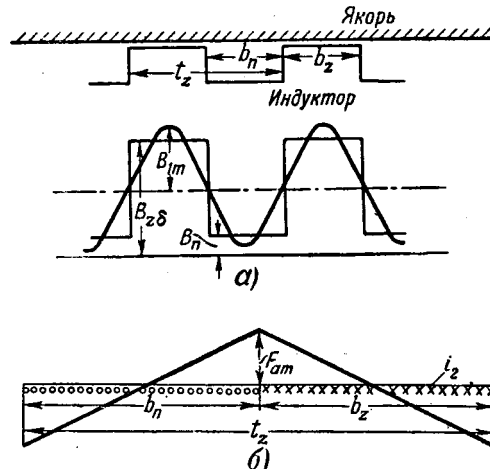


Рис. 3. Распределение индукции на зубцовом делении при прямоугольной форме зубцов (а) и кривая н. с. якоря муфты с прямоугольными зубцами одноименной полярности (б).

и определяют среднее значение магнитной проницаемости стали. Аналогичным образом будем поступать при определении магнитной проницаемости в якоре муфты скольжения (Приложение).

Форма зубца индуктора может отличаться от рассмотренных выше. Тогда по заданной конфигурации зубца следует найти кривую распределения индукции и по ней кривую распределения н. с. якоря.

Векторная диаграмма муфты. Для индукторной муфты, так же как и для муфты с разнополярными зубцами, может быть построена векторная диаграмма, которой воспользуемся для определения реакции якоря.

При вращении ведущей части, если муфта возбуждена, в якоре наводится э. д. с., пропорциональная переменной составляющей индукции $B_{zs} - B_n$ (рис. 3а).

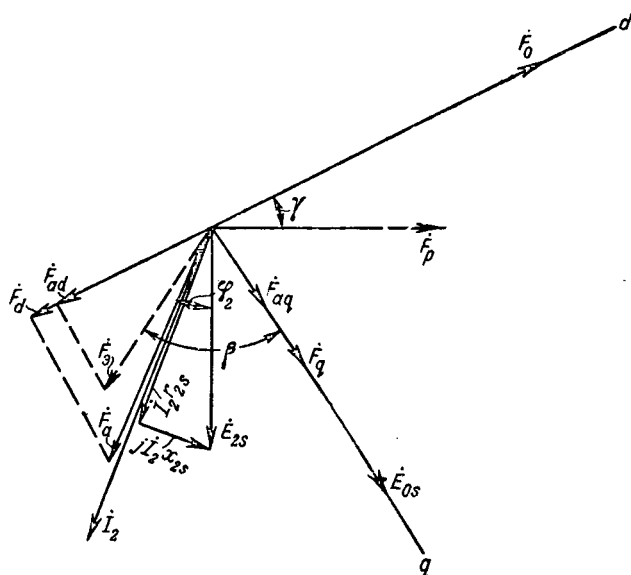


Рис. 4. Векторная диаграмма муфты скольжения.

Выделим первую гармонику B_1 из кривой индукции, среднее значение которой

$$B_{cp} = \frac{2}{\pi} B_{1m}, \quad (9)$$

при этом

$$B_{zs} - B_n = 2B_{cp}. \quad (10)$$

Индукция под зубцом

$$B_{zs} = \frac{4}{\pi} B_{1m} + B_n = K_B \frac{4}{\pi} B_{1m}, \quad (11)$$

где $K_B = 1,05 \dots 1,08$.

Зубец и паз первичной части данной муфты можно условно рассматривать как полюсы разноименной полярности и для нее справедлива векторная диаграмма, представленная на рис. 4.

Количественный учет реакции массивного стального якоря. Поскольку в муфтах скольжения зазор по окружности неравномерный, то

к ним применима теория двух реакций синхронной машины. Реакция якоря по продольной оси зубца-полюса согласно рис. 4 будет:

$$F_{ad} = k_d F_a \sin(\varphi_2 + \gamma), \quad (12)$$

причем коэффициент k_d определяется так же, как и для синхронных машин [Л.1,3].

Пренебрегая размагничивающим действием поперечной реакции якоря в муфте, определим полную н. с.:

$$F_b = F_z + 2F_{ad}, \quad (13)$$

где F_z — н. с., полученная при расчете магнитной цепи.

В муфтах панцирного и индукторного типов на пути магнитного потока, созданного н. с. обмотки возбуждения, реакция якоря действует дважды размагничивающим образом, поэтому в (13) берется удвоенное значение F_{ad} .

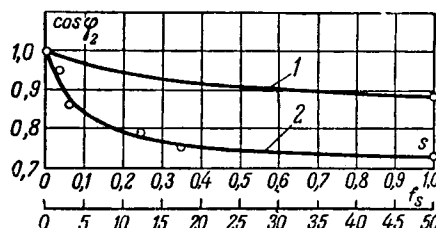


Рис. 5.

Для определения F_{ad} необходимо знать угол $\varphi_2 + \gamma$.

Угол находится из соотношения:

$$\operatorname{tg} \varphi_2 = \frac{x_{2s}}{r_{2s}}. \quad (14)$$

Угол φ_2 изменяется с изменением скольжения якоря.

Для нахождения параметров при различных скольжениях могут быть применены уравнения И. А. Сыромятникова [Л.2] или Л. Р. Неймана [Л.4].

Учет лобовой части якоря производится одним из известных методов, так же как и для ротора асинхронной машины [Л.3].

Процессы, происходящие в массивном стальном якоре муфты и в массивном стальном роторе асинхронной машины, аналогичны. Поэтому изменение угла φ_2 в функции скольжения можно определить опытным путем. Для этого были проведены в лаборатории электрических машин МЭИ опыты с асинхронными машинами, имеющими массивные стальные роторы. При неизменных напряжении и частоте (50 гц) питающей сети изменялось скольжение ротора от холостого хода до скольжения $s=1$.

По опытным данным были построены векторные диаграммы, определены углы φ_2 .

для различных частот f_s тока ротора и построены кривые $\cos \varphi_2 = \psi(f_s)$ (рис. 5). Кривая 1 относится к насыщенной машине, а кривая 2 — к ненасыщенной.

Угол φ_2 определен в пределах точности графоаналитических расчетов.

При номинальном режиме работы, когда скольжение составляет около 5%, $\cos \varphi_2 = 0,85 \dots 0,95$, а угол $\varphi_2 = 31^\circ \dots 18^\circ$.

Полученные значения $\cos \varphi_2$ при скольжении $s=1$ согласуются с выводами Л. Р. Неймана [Л.4] в том, что в ферромагнитных телах при частоте 50 гц в слабых полях угол $\varphi_2 \approx 45^\circ$ и в сильных полях $\varphi_2 \approx 31^\circ$.

Следует иметь в виду, что магнитный поток в индукторной муфте скольжения изменяется в результате действия реакции якоря, и поэтому эксперимент, проведенный с асинхронными двигателями с массивными стальными роторами, и полученные кривые $\cos \varphi_2 = \psi(f_s)$ следует рассматривать как первое приближение в количественной оценке величины φ_2 для муфты скольжения.

Угол γ показан на векторной диаграмме (рис. 6), соответствующей уравнению:

$$\vec{F}_0 = \vec{F}_p - \vec{F}_a, \quad (15)$$

где $F_a = k_a F_a$;

$$k_a = \sqrt{k_d^2 \sin^2(\varphi_2 + \gamma) + k_q^2 \cos^2(\varphi_2 + \gamma)}.$$

Коэффициенты k_d и k_q находятся известным способом [Л.1]. Вектор \vec{F}_a откладывается от конца вектора \vec{F}_p под углом $(\beta - \gamma)$ к вертикали. Угол β находится из соотношения:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{k_d}{k_q} \operatorname{tg}(\varphi_2 + \gamma). \quad (16)$$

В первом приближении угол γ можно найти, построив диаграмму по уравнению

$$\vec{F}_0 \approx \vec{F}_{in} - k_d \vec{F}_a, \quad (17)$$

отложив вектор $-k_d \vec{F}_a$ под углом φ_2 к вертикали (рис. 6), где \vec{F}_{in} — н. с. воздушного зазора, соответствующая амплитуде первой гармоники индукции.

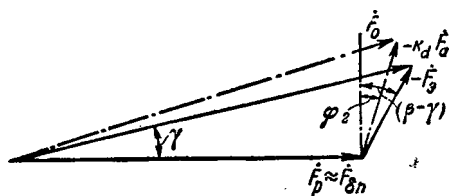


Рис. 6. Векторная диаграмма н. с.

Изложенный метод определения н. с. и реакции массивного стального якоря может быть применен ко всем трем типам муфт, указанным выше.

Из ряда проведенных расчетов следует, что реакция массивного стального якоря невелика в муфтах индукторного типа.

Приложение. Определим реакцию массивного стального якоря в муфте индукторного типа, изготовленной фирмой В. Т. Н. [Л. 5].

Данные муфты: мощность 176 квт, $n_1 = 750$ об/мин. Якорь является внешней частью муфты. Диаметр по воздушному зазору $D = 104$ см, длина якоря $l_a = 34$ см. Число зубцов индуктора $Z_1 = 40$. При полном возбуждении индукция в якорь $B_a = 11\,500$ гс, воздушный зазор $\delta = 1,1$ мм.

Расчет. По кривой намагничивания литой стали для $B_a = 11\,500$ гс находим напряженность $H_a = 11,87$ а/см. Относительная магнитная проницаемость:

$$\mu_s = \frac{B_a}{0,4\pi H_a} = \frac{11\,500}{11,87 \cdot 0,4\pi} = 770.$$

Удельное электрическое сопротивление стали с учетом нагрева якоря:

$$\rho = k_{\rho} \rho_{20} = 1,24 \cdot 10^{-5}.$$

Найдем первую гармонику индукции в воздушном зазоре. В данном случае известно значение потока при полной нагрузке $\Phi = 24,7 \cdot 10^6$ макс.

Переменная составляющая индукции:

$$2B_{cp} = \frac{\Phi \epsilon}{Z_1 (t_{z1} - b_n) \frac{l}{2}} = \frac{24,7 \cdot 0,825 \cdot 10^6}{40 \cdot (8,16 - 4,5) \cdot 11,5} = 12\,200 \text{ гс}.$$

где $t_{z1} = \frac{\pi D}{Z_1} = \frac{\pi 104}{40} = 8,16$ см — зубцовое деление;

$b_n = 0,55 t_{z1}$ — ширина паза;

$l = (l_a - l_k - 4) = 34 - 7 - 4 = 23$ см — активная длина;

$\epsilon = 0,825$ — коэффициент, учитывающий поток через паз [Л. 5].

Первая гармоника индукции в воздушном зазоре

$$B_{1m} = \frac{\pi}{4} 12\,200 = 9\,600 \text{ гс}.$$

Частота тока якоря при номинальном скольжении $s = 0,04$

$$f_s = s f_0 = s \frac{Z_1 n_1}{60} = 0,04 \frac{40 \cdot 750}{60} = 0,04 \cdot 500 = 20 \text{ гц}.$$

Линейная нагрузка

$$A = B_{1m} \tau f_s \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \rho}} 10^{-8} = 9\,600 \cdot 4,08 \cdot 20 \times 10^{-8} \sqrt{\frac{2}{2\pi \cdot 20 \cdot 4\pi \cdot 770 \cdot 10^{-9} \cdot 1,24 \cdot 10^{-5}}} = 87 \text{ а/см}.$$

Намагничивающая сила якоря

$$F_a = \frac{4 A b_z}{\pi^2} = \frac{4 \cdot 87 \cdot 3,66}{\pi^2} = 130 \text{ а}.$$

Для номинального режима при частоте $f_s = 20$ гц можно принять: $\cos \varphi_2 = 0,9$, $\varphi_2 = 26^\circ$ (рис. 5), $k_d = 0,9$ [Л. 1]. Угол γ найдем в первом приближении из векторной диаграммы н. с., соответствующей уравнению (17), где $F_{in} = 0,8 \delta B_{1m} = 0,8 \cdot 0,11 \cdot 9\,600 = 845$ а.

Отложим из конца вектора \vec{F}_{in} вектор $k_d \vec{F}_a$ под углом $\varphi_2 = 26^\circ$ к вертикали. В результате построения найдем угол $\gamma = 8^\circ$.

Размагничивающее действие поперечной реакции якоря в муфте скольжения, имеющей обычно слабо насыщенную зубцовую зону, мало и им можно пренебречь.

Режим тормозного поглотительного равновесия в системе генератор—двигатель

Кандидат техн. наук С. Ф. ДРОБЯЗКО
Киевский политехнический институт

В процессе работы многих механизмов, имеющих электропривод по системе генератор—двигатель с машинами независимого возбуждения, возникают режимы, при которых к валу исполнительного двигателя приложен активный отрицательный статический момент, а поток энергии направлен от двигателя к генератору. Если первичным двигателем генераторного агрегата является двигатель переменного тока, то система переходит в режим рекуперативного торможения с отдачей энергии в сеть переменного тока. Если же первичным двигателем является тепловой или если электрический двигатель по каким-либо причинам отключается от сети (срабатывание защиты, исчезновение напряжения в питающей сети), рекуперация энергии становится невозможной. При таких обстоятельствах появляется угроза недопустимого повышения скорости машин и в схемах управления нередко предусматриваются специальные меры для предотвращения разноса.

Однако исследование работы электропривода по системе генератор—двигатель в подобных условиях показало, что возможно существование установившегося режима работы, названного режимом тормозного поглотительного равновесия, при котором исполнительный двигатель и генераторный агрегат вращаются с неизменными скоростями, а поступающая извне энергия полностью рассеивается в системе. Для учета возможности возникновения режима тормозного поглотительного равновесия при работе различных механизмов и более обоснованного проектирования схем управления представляет интерес более детальное изучение условий существования и теоретическое обоснование этого режима.

Рассмотрим работу электропривода по системе генератор—двигатель при следующих условиях: а) приводной двигатель генераторного агрегата ПД (рис. 1) не развивает движущего момента вследствие отключения от сети, прекращения по-

дачи топлива и т. п.; б) к валу исполнительного двигателя Д приложен постоянный по величине активный отрицательный статический момент μ_{cd} следовательно, двигатель работает в генераторном режиме, отдавая энергию генератору Г; в) обмотки возбуждения генератора *овг*, двигателя *овд* и возбудителя *овв* питаются от возбудителя В, вращаемого от вала генераторного агрегата; г) момент сопротивления вращения на валу генераторного агрегата μ_{cz} принимается постоянным, не зависящим от скорости вращения агрегата.

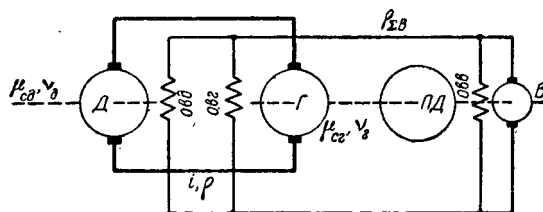


Рис. 1. Система генератор—двигатель.

Введем следующие обозначения; $\nu_d, \epsilon_d, \Phi_d$ — скорость вращения, э. д. с. и поток двигателя; $\nu_z, \epsilon_z, \Phi_z$ — скорость вращения, э. д. с. и поток генератора; ϵ_v — э. д. с. возбудителя; i — ток главной цепи; r — сопротивление главной цепи; $r_{сз}$ — суммарное эквивалентное сопротивление цепей возбуждения, включающее сопротивление якоря возбудителя. Все указанные величины выражены в долевых единицах, причем за базисную мощность принята номинальная электрическая мощность двигателя, а все остальные величины соответствующим образом увязаны с ней (приложение 1).

Очевидно, что режим тормозного поглотительного равновесия в системе генератор—двигатель возможен, если скорости вращения двигателя и генераторного агрегата находятся в таком соот-

Намагничивающая сила $F_{ad} = k_d F_a \sin(\varphi_2 + \gamma) = 0,9 \times 130 \sin 34^\circ = 65 \text{ а.}$

При расчете магнитной цепи определена н. с.

$$F_z = 2F_b + F_{cm} = 1,6 \cdot 0,11 \cdot 1,08 \cdot 12\,200 + 788 = 2\,320 + 788 = 3\,108 \text{ а,}$$

где F_{cm} — н. с. стали;

$2F_b$ — полная н. с. двух воздушных зазоров;

$K_B = 1,08$.

Таким образом, полная н. с. с учетом насыщения (н. с. стали) и реакции якоря будет:

$$F_s = F_z + 2F_{ad} = 3\,108 + 2 \cdot 65 = 3\,238 \text{ а.}$$

По намагничивающей силе F_s проводится расчет обмотки возбуждения.

Литература

1. Г. Н. Петров. Электрические машины, Госэнергоиздат, т. 1, 1950.
2. И. А. Сыромятников. Режимы работы синхронных генераторов. Госэнергоиздат, 1952.
3. И. М. Постников. Проектирование электрических машин. Гостехиздат УССР, 1952.
4. Л. Р. Нейман. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. Госэнергоиздат, 1949.
5. Джиббс. Теория и расчет муфт скольжения, основанных на вихревых токах. Веама, 1946.
6. Р. А. Иогансон. Исследование индукторных тормозов и муфт скольжения. МЭИ, кандидатская диссертация, 1953.
7. В. С. Шаров. Электромагнитная муфта скольжения с клювообразными полюсами. Труды МЭИ, вып. XVI, 1956.

ношении, при котором одновременно обеспечивается баланс мощности как на валу двигателя, так и на валу генератора (агрегата). Уравнение баланса мощности двигателя может быть выражено следующим образом:

$$\mu_{cd} v_d = i^2 r + \mu_{cz} v_z + \frac{\epsilon_g^2}{r_{zg}}. \quad (1)$$

Левая часть этого уравнения представляет собой мощность, поступающую в систему через вал двигателя. Первый член правой части представляет тепловые потери в главной цепи; второй член — мощность, затрачиваемую на вращение генераторного агрегата при холостом ходе возбудителя; третий член — мощность, расходуемую в цепях возбуждения и управления.

Уравнение баланса мощности генератора имеет вид:

$$\epsilon_z i = \mu_{cz} v_z + \frac{\epsilon_g^2}{r_{zg}}. \quad (2)$$

Здесь левая часть представляет мощность, подводимую к генератору, работающему в двигательном режиме, а значения членов правой части те же, что и в уравнении (1). Потери в якровой цепи генератора в данном уравнении не учитываются; они учтены в уравнении баланса мощности двигателя (1), где в величину r входит сопротивление якровой цепи генератора.

Преобразовав уравнение (1) и решив его относительно v_d (приложение II), получим:

$$v_d = \frac{1}{\varphi_d} \left[\frac{\mu_{cd} r}{2 \varphi_d} + \epsilon_z + \sqrt{\left(\frac{\mu_{cd} r}{2 \varphi_d} \right)^2 + \frac{\mu_{cd} r \epsilon_z}{\varphi_d} - \mu_{cz} r v_z - \frac{\epsilon_g^2}{r_{zg}}} \right]. \quad (3)$$

Преобразовав (2) и решив его относительно v_d (приложение III), получим:

$$v_d = \frac{\epsilon_z}{\varphi_d} + \frac{\mu_{cz} r}{\varphi_d \varphi_z} + \frac{\epsilon_g^2}{\varphi_d \epsilon_z r_{zg}}. \quad (4)$$

В правых частях уравнений (3) и (4) все величины, кроме сопротивлений r , r_{zg} и статических моментов μ_{cd} , μ_{cz} , принимаемых постоянными, являются функциями скорости вращения генераторного агрегата. Задаваясь величиной v_z и определяя по характеристике самовозбуждения возбудителя и характеристикам холостого хода генератора и двигателя соответствующие ей величины φ_d , φ_z , ϵ_z , ϵ_g , можно получить из (3) и (4) значения v_d . Назовем кривые $v_d = f(v_z)$, построенные по (3), кривыми баланса мощности двигателя, а построенные по (4) — кривыми баланса мощности генератора.

На рис. 2 приведены кривые баланса мощности двигателя опытной установки для значений $\mu_{cd} = 0,1 \dots 2,0$ (сплошные линии) и кривая баланса мощности генератора (пунктирная линия). Для всех кривых момент $\mu_{cz} = 0,185$. Точки пере-

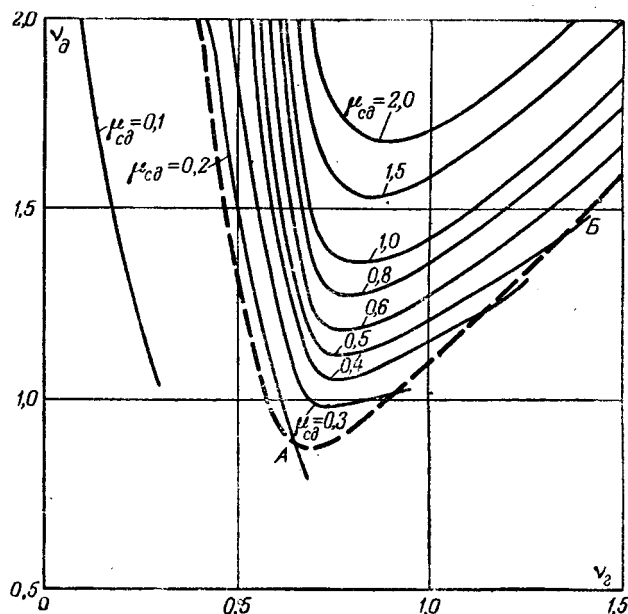


Рис. 2. Кривые баланса мощности двигателя и генератора опытной установки.

Генератор ПН-45, 4,2 квт, 220 в, 22,6 а, 1 500 об/мин; двигатель ПН-68, 3,5 квт, 220 в, 19,2 а, 1 000 об/мин; возбудитель мощностью 1,1 квт, 220 в, 6,45 а, 1 350 об/мин. $r = 0,162$; $\frac{r}{r_{zg}} = 0,023$.

сечения кривых баланса мощности двигателя с кривой баланса мощности генератора указывают на существование такой области (АБ), в которой одновременно удовлетворяются условия баланса мощности как двигателя, так и генератора. По данным рис. 2 можно построить механическую характеристику для режима тормозного поглотительного равновесия (кривая 2, рис. 3). Кроме того, на рис. 3 показаны построенные подобным образом характеристики 1, 3 и 4 для значений статического момента на валу генераторного агрегата, равных соответственно 0,062; 0,5; 1,0.

Пунктирными линиями показаны зависимости скорости вращения генераторного агрегата

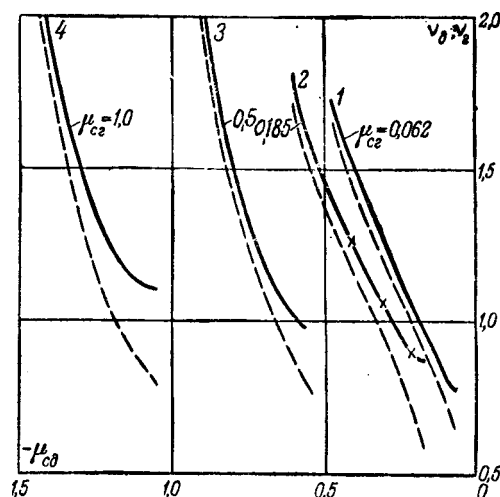


Рис. 3.

ления, предназначенных для защиты машин от разноса. Необходимо дальнейшее теоретическое и опытное исследование этого режима.

Выводы 1. Благодаря возможности перехода электроприводов по системе генератор—двигатель в режим тормозного поглотительного равновесия угроза разноса двигателя и генераторного агрегата при отрицательном статическом моменте на валу двигателя и отсутствии рекуперации значительно уменьшается. Проектирование схем управления с учетом этого режима может во многих случаях обеспечить полное устранение угрозы разноса. При этом отпадает надобность в экстренной остановке механизма, а также в аппаратах, защищающих машины от разноса.

2. Представляет интерес применение режима тормозного поглотительного равновесия как эксплуатационного режима в дизель-электрических приводах с машинами независимого возбуждения.

Приложение I. Примем за базисную мощность номинальную электрическую мощность двигателя:

$$P_{\partial\kappa} = U_{\kappa} I_{\kappa}, \quad (I,1)$$

где U_{κ} и I_{κ} — паспортные значения напряжения и тока двигателя.

С другой стороны,

$$P_{\partial\kappa} = -\frac{M'_{\partial\kappa} n_{\partial\kappa}}{975}, \quad (I,2)$$

где $M'_{\partial\kappa}$ — значение номинального момента двигателя, деленное на его к. п. д.

За номинальную мощность генератора примем величину, равную базисной мощности:

$$P_{z\kappa} = \frac{M'_{z\kappa} n_{z\kappa}}{975}. \quad (I,3)$$

Величина $M'_{z\kappa}$ — здесь также не является номинальной величиной момента генератора (в принимаемых обычно соотношениях), а вычисляется, исходя из равенства $P_{z\kappa}$ базисной мощности.

За номинальные скорости вращения генератора и двигателя приняты паспортные значения этих величин.

Принятые обозначения:

$$\frac{M_{c\partial}}{M'_{\partial\kappa}} = \mu_{c\partial} — \text{относительный статический момент двигателя};$$

$$\frac{n_{\partial}}{n_{\partial\kappa}} = v_{\partial} — \text{относительная скорость двигателя};$$

$$\frac{E_{\partial}}{U_{\kappa}} = \varepsilon_{\partial} — \text{относительная э. д. с. двигателя};$$

$$\frac{\Phi_{\partial}}{\Phi'_{\partial\kappa}} = \varphi_{\partial} — \text{относительный поток двигателя};$$

$\Phi'_{\partial\kappa}$ — поток двигателя, создающий при номинальной скорости вращения э. д. с., равную U_{κ} ;

$$\frac{I}{I_{\kappa}} = i — \text{относительный ток главной цепи};$$

$$\frac{R}{R_{\kappa}} = \rho — \text{относительное сопротивление главной цепи} \left(R_{\kappa} = \frac{U_{\kappa}}{I_{\kappa}} \right);$$

$$\frac{M_{c2}}{M'_{z\kappa}} = \mu_{c2} — \text{относительный статический момент генератора (агрегата)};$$

$$\frac{n_2}{n_{z\kappa}} = v_2 — \text{относительная скорость вращения генератора};$$

$$\frac{E_2}{U_{\kappa}} = \varepsilon_2 — \text{относительная э. д. с. генератора};$$

$$\frac{E_{\theta}}{U_{\kappa}} = \varepsilon_{\theta} — \text{относительная э. д. с. возбудителя};$$

$$\frac{R_{\Sigma\theta}}{R_{\kappa}} = \rho_{\Sigma\theta} — \text{относительное сопротивление цепи возбудителя};$$

$$R_{\Sigma\theta} = R_{\theta} + \frac{1}{\frac{1}{r_{\theta}} + \frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_{\partial}} + \frac{1}{r_p}} — \text{величина сум-}$$

марного (эквивалентного) сопротивления цепей возбуждения, состоящая из сопротивления якоря возбудителя R_{θ} и группы параллельно включенных сопротивлений обмоток возбуждения возбудителя r_{θ} , генератора r_2 , двигателя r_{∂} и разрядного r_p .

Приложение II. Подставив в (1) значение тока главной цепи

$$i = \frac{\varphi_{\partial} v_{\partial} - \varepsilon_2}{\rho} \quad (II,1)$$

и решив полученное уравнение относительно величины v_{∂} , получим (3). Перед корнем оставлен только знак плюс, что соответствует случаю, когда $\varepsilon_{\partial} > \varepsilon_2$, т. е. единственному физически реальному состоянию для рассматриваемого режима.

Приложение III. Подставив в (2) значение i по (II,1), а вместо ε_2 произведение $\varphi_2 \cdot v_2$ и решив полученное уравнение относительно v_{∂} , получим (4).

[11. 1. 1957]



Трехфазная мостовая схема на тяговых подстанциях

Инж. Л. С. ФЛЕЙШМАН

Завод „Уралэлектроаппарат“

Электрификация железнодорожного транспорта связана с большим ростом общей установленной мощности выпрямителей на тяговых подстанциях некоторых участков. На отдельных подстанциях предполагается устанавливать по восемь выпрямителей РМНВ-500×6 с общей установленной мощностью до 20 000 кВт на стороне выпрямленного тока. Вместе с тем опыт эксплуа-

тации выпрямителей РМНВ-500×6 на Омской железной дороге показал, что большие перегрузки выпрямителей и возросшие при переходе на трансформаторы типа ТМР-5600 аварийные токи обусловили увеличение количества обратных зажигания выпрямителей и весьма затруднили работу быстродействующих выключателей типа ВАБ-2.

Приходится заново продумывать прежде всего схему выпрямления с целью увеличения надежности работы выпрямителей и быстродействующих выключателей, а также с целью уменьшения стоимости оборудования и монтажа тяговых подстанций и увеличения к. п. д.

В данной статье произведено сравнение трехфазной мостовой схемы с применяемой ныне схемой — две обратные звезды с уравнильным реактором¹. Это сравнение актуально в связи с большими задачами в шестой пятилетке по электрификации железнодорожного транспорта и в связи с возможностью в настоящее время производить на заводе «Уралэлектрораппарат» выпрямители по трехфазной мостовой схеме с напряжением 3 300 в и выше.

Обратно-зажигающее воздействие и вероятность обратных зажигания. Как известно, схема выпрямления оказывает на вентиль определенное воздействие, которое при некоторых условиях может вызвать обратное зажигание. Такое воздействие схемы именуется в дальнейшем обратно-зажигающим воздействием. Ему противостоит вентильная прочность анода, которая зависит от геометрии анодного узла, качества материала анода, плотности ртутного пара и давления посторонних газов, от возникновения диэлектрических или полупроводящих микроплёнок на поверхности анода и т. д. В случае снижения вентильной прочности до величины обратно-зажигающего воздействия, например, из-за нарушения температурного режима или других факторов, произойдет обратное зажигание. Поэтому для сравнения вероятности обратных зажигания какого-либо типа вентиля в различных схемах выпрямления необходимо и достаточно знать величину обратно-зажигающего воздействия в этих схемах.

Обратно-зажигающее воздействие можно вычислять по формуле [Л. 1]

$$B_0 = U_{\text{ск обр}} \left(\frac{di_a}{dt} \right)_\gamma,$$

где $U_{\text{ск обр}}$ — скачок обратного напряжения;

$\left(\frac{di_a}{dt} \right)_\gamma$ — скорость изменения анодного тока в момент погасания вентиля.

Угол коммутации в схеме II равен таковому в схеме I при одинаковом выпрямленном токе и напряжении короткого замыкания трансформатора. Это следует из того, что коммутирующий ток в схеме II в 2 раза больше, так как коммутирующее напряжение в 2 раза меньше, а реактивное сопротивление на вторичной стороне в 4 раза меньше, чем соответствующие величины в схеме I. Вследствие равенства углов коммутации скачок обратного напряжения в 2 раза меньше², а скорость изменения анодного тока в момент погасания в 2 раза больше в схеме II по сравнению со схемой I. Вследствие равенства обратно-

зажигающих воздействий вероятность обратных зажигания в обеих схемах одинакова.

Этот вывод справедлив при отсутствии сеточного регулирования и для случая неравных сопротивлений трансформаторов обеих схем. Это следует из того, что увеличение скачка обратного напряжения при увеличении сопротивления трансформатора компенсируется уменьшением скорости изменения анодного тока в момент погасания; при этом обратно-зажигающее воздействие остается неизменным.

Все это позволяет сделать вывод, что выпрямитель, работающий в схеме I и допускающий по условию нагрева удвоенную нагрузку, сохранит вероятность обратных зажигания в схеме II при той же мощности.

Аварийные токи и быстродействующая защита. Токи короткого замыкания на первичной стороне трансформатора для обеих схем выпрямления при прочих равных условиях будут практически одинаковы и рассчитываются [Л. 2] по формуле

$$I_{1к} = \frac{I_{1ном} \cdot 100}{u_k}.$$

Токи короткого замыкания на вторичной стороне трансформатора будут в обеих схемах различны, так как различны приведенные вторичные сопротивления.

При равенстве выпрямленных напряжений коэффициент трансформации $\left(\frac{w_1}{w_2} \right)$ в схеме II дол-

жен быть в 2 раза больше, чем в схеме I. Это неравенство коэффициентов трансформации и приводит к большему (в 2 раза) анодному току короткого замыкания в схеме II. Однако токи короткого замыкания в цепи выпрямленного тока останутся равными, поскольку в схеме II трехфазные группы работают последовательно, в то время как в схеме I они работают параллельно.

Ток обратного зажигания при отсутствии противо-э. д. с. и параллельно работающих агрегатов, зависящий от приведенного вторичного сопротивления, будет в схеме II практически в 2 раза больше, чем в схеме I. Это справедливо при пренебрежении подпиткой со стороны второй звезды в схеме I, вступающей в работу с некоторым запаздыванием. Кроме того, известно, что обратное зажигание одного анода в схеме I ведет, как это видно из рис. 1, а, к короткому замыканию параллельно работающих выпрямителей через одно плечо уравнильного реактора, не способного ограничивать величину тока короткого замыкания.

При большой мощности агрегатов в большом числе параллельно работающих выпрямителей отключение токов подпитки весьма затруднительно. Из опыта эксплуатации выпрямителей РМНВ-500×6 с трансформаторами ТМР-5600 известно несколько случаев сгорания камер выключателей ВАБ-2 при отключении токов подпитки от параллельно работающих выпрямителей.

Обратное зажигание на одном из анодов в схеме II приводит лишь к несимметричному двухфазному короткому замыканию питающего трансформатора и в отличие от схемы I не обу-

¹ В дальнейшем эта схема для краткости будет именоваться схемой I, а трехфазная мостовая — схемой II.

² В работе [Л. 7] для аналогичных условий получено, что скачок обратного напряжения в схеме II только в $\sqrt{2}$ раза меньше, чем в схеме I.

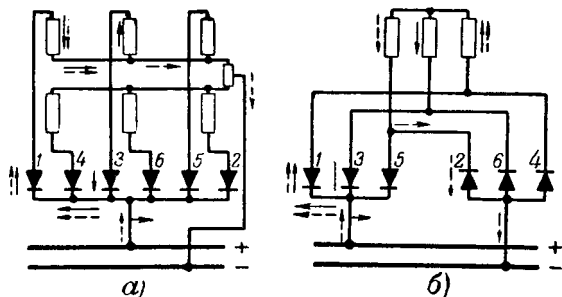


Рис. 1. Схема протекания аварийных токов.

а — в схеме I:
 —————→ ток короткого замыкания трансформатора при 0,3 I-го вентилей; — — — —→ ток короткого замыкания с шин постоянного тока при 0,3 I-го вентилей.
 б — в схеме II:
 —————→ ток короткого замыкания трансформатора при 0,3 I-го вентилей; — — — —→ ток короткого замыкания с шин постоянного тока при 0,3 I-го и 2-го вентилей.

словливает короткого замыкания шин постоянного тока [Л. 3 и 4].

Из рис. 1, б видно, что только обратное зажигание на двух анодах в один и тот же период, принадлежащих к анодной и катодной группам вентилей, может обусловить короткое замыкание шин постоянного тока. Очевидно, что вероятность одновременного возникновения обратного зажигания на двух анодах в различных группах весьма мала.

В эксплуатации редки случаи обратных зажигания на анодах, вступающих в подпитку «большого» вентилей, что доказывается большой эффективностью сеточной защиты. Но даже если на подпитывающем аноде произойдет обратное зажигание, то и это в схеме II не приведет к короткому замыканию цепи выпрямленного тока.

Отсутствие подпитки «большого» вентилей от параллельно работающих выпрямителей является важнейшей особенностью схемы II, ибо она³ значительно облегчает эксплуатацию ртутных выпрямителей и снижает требования к быстродействию выключателям.

Обратное зажигание ликвидируется в данной схеме, как правило, только сеточной защитой, которая при наличии автоматического повторного включения сделает перерыв в работе весьма кратковременным. В тех же случаях, когда на одном из подпитывающих анодов происходит обратное зажигание, сеточная защита не способна прервать непрерывно протекающий переменный ток между двумя анодами и обратное зажигание будет ликвидировано отключением масляного выключателя.

Эффективность сеточной защиты в схеме II, несмотря на двукратное увеличение тока обратного зажигания по сравнению со схемой I, не должна измениться, так как вероятность обратного зажигания одного из подпитывающих анодов зависит от величины обратно-зажигающего воздействия, которое, как это было показано выше, одинаково в обеих схемах.

Внешняя характеристика и пульсации. Если пренебречь омическим падением напряжения в обмотках трансформатора и падением напряжения в вентиле, то наклон внешней характеристики

³ Этой особенностью обладает и каскадная двухкратная схема.

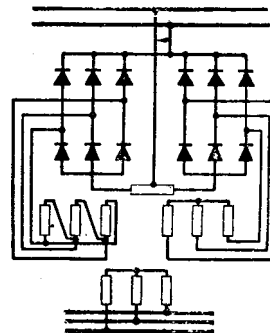


Рис. 2. 12-фазная схема выпрямления с трехобмоточным трансформатором.

ки определится падением напряжения на индуктивностях рассеяния трансформатора во время коммутации анодных токов. Это падение напряжения зависит от величины коммутирующего напряжения и угла коммутации.

При равном выпрямленном токе углы коммутации в обеих схемах одинаковы, поэтому падение напряжения в каждой трехфазной группе обеих схем во время коммутации, равно [Л. 5]:

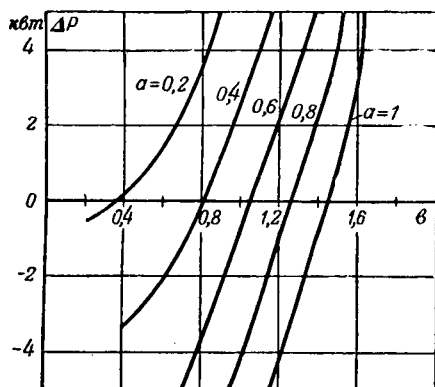
$$\Delta E = \frac{1}{\pi/3} \int_0^{\pi/3} e_k \cdot d\omega t$$

обусловит в 2 раза меньшее падение для схемы II, ибо в этой схеме коммутирующее напряжение в 2 раза меньше. Однако вследствие последовательной работы трехфазных групп в схеме II падение напряжения в одной группе схемы II следует отнести к половине выпрямленного напряжения этой схемы, что обусловит для обеих схем одинаковый наклон внешних характеристик в области рабочих нагрузок, причем их наклон характеризуется без учета реактивности сети величиной 0,5 μ_s [Л. 5].

Схема II позволяет [Л. 3 и 4] сравнительно просто (рис. 2) перейти к безусловной 12-фазной схеме выпрямления, в то время как схема I требует для этого применения весьма сложного трансформатора. При параллельной работе такой схемы с шестифазными выпрямителями необходима дополнительная установка секционного делителя. Переход на 12-фазный режим выпрямления позволит применить выпрямительные агрегаты мощностью 5 Мвт на постоянном токе, что даст значительную экономию первоначальных затрат и уменьшит потери в трансформаторах.

Коэффициент полезного действия. Коэффициент полезного действия выпрямительного агрегата определяется потерями в вентиле, в трансформаторе и потерями на собственные нужды выпрямителя. Потери на собственные нужды выпрямителя в обеих схемах практически равны.

Потери в вентиле, определяемые как потери в дуге, в схеме I равны произведению падения напряжения в дуге на выпрямленный ток $\Delta u'_d \cdot I_d$, а в схеме II — $2\Delta u''_d \cdot I_d$, причем падение напряжения в дуге при токе 750 а и $t_k = 35^\circ \text{C}$ в схеме I равно 18,2 в, а в схеме II при тех же условиях 20,6 в (t_k — температура охлаждающей воды на выходе выпрямителя). Увеличение падения в дуге объясняется двойным анодным током.

Рис. 3. Зависимость разности потерь ΔP от коэффициента загрузки.

$$a = \frac{I_{cp}}{I_{d ном}}; \quad b = \frac{I_{эфф}}{I_{d ном}}.$$

Соответственно потери в схеме I составляют 13,65 кВт, а в схеме II — 30,9 кВт.

Потери в трансформаторе ТМРУ-6200 на выпрямленный ток 1 000 а, с которым сейчас поставляется выпрямитель на 750 а, равны (при пересчете на 750 а вместе с потерями в уравнительном реакторе, утроителе частоты) 41,4 кВт. Потери в трансформаторе схемы II составят [Л. 7] в соответствии с отношением типовых мощностей 0,8 от потерь трансформатора ТМРУ-6200, или 33 кВт. Таким образом, потери в схеме II превысят потери в схеме I при токе 750 а на 8,85 кВт⁴.

Известно [Л. 4], что экономичность схемы II при данном напряжении по сравнению со схемой I зависит от величины падения напряжения в дуге и от величины мощности. Однако в условиях тяговых нагрузок к. п. д. выпрямительного агрегата в схеме II может оказаться выше и при трансформаторе ТМРУ-6200, так как потери в дуге зависят от среднего значения тока, а потери в обмотках трансформатора зависят от эффективного значения тока. Для расчета разности потерь в обеих схемах поделим условно вторичные обмотки, находящиеся на одном сердечнике, пополам и соединим их параллельно. При этом потери в стали и меди первичных обмоток останутся без изменения, а во вторичных обмотках уменьшатся в отношении

$$\frac{P_2''}{P_2'} = \frac{3(I_2')^2 R_2 \frac{1}{8}}{6(I_2')^2 R_2} = \frac{3\left(\sqrt{\frac{2}{3}} I_d\right)^2 \frac{1}{8} R_2}{6\left(\frac{1}{2\sqrt{3}} I_d\right)^2 R_2} = \frac{1}{2}.$$

Разность потерь ΔP в выпрямительных агрегатах по схемам I и II можно выразить уравнением

$$\Delta P = \Delta u_a' \cdot a \cdot I_{ном} + P_0' + P_m' b^2 - 2\Delta u_a'' \cdot a \cdot I_{ном} - P_0'' - P_m'' b^2,$$

где P_0' — потери в стали ТМРУ-6200, включая уравнительный реактор и утроитель частоты, 22 823 Вт;

⁴ Коэффициент полезного действия схемы II при токе 500 а с трансформатором ТМР-3200 выше, чем у схемы I. При использовании трансформатора с номинальным током 750 а различие в потерях было бы меньше.

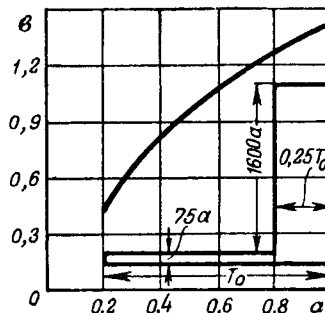


Рис. 4. Зависимость коэффициентов загрузки при равенстве к. п. д. схем I и II.

P_0'' — то же для схемы II — 20 420 Вт;

P_m' — потери в меди ТМРУ-6200 в схеме I — 18 600 Вт;

P_m'' — потери в меди для схемы II — 11 500 Вт;

a и b — соответственно коэффициенты загрузки по среднему и эффективному току.

Подставив значения потерь (в кВт), получим

$$\Delta P = 7,1b^2 - 17,25a + 2,4.$$

Решение данного уравнения для различных значений коэффициентов загрузки приводится на рис. 3, из которого видно, что схема II может иметь более высокий к. п. д. при неравенстве коэффициентов загрузки по среднему и эффективному току. На рис. 4 приведена зависимость коэффициентов загрузки при равенстве к. п. д. обеих схем и дан пример графика нагрузок для $a=0,6$ и $b=1,03$, при котором к. п. д. в обеих схемах одинаков.

Из приводимых зависимостей можно сделать вывод, что при больших коэффициентах загрузки по постоянному току к. п. д. в схеме II при реальных графиках нагрузок будет все же меньше.

Повышение выпрямленного напряжения до 3 600 ... 4 000 в и сохранении мощности агрегата, как показали ориентировочные расчеты, сделает схему II более экономичной даже при неизменном во времени токе.

Возможности производства выпрямителей по трехфазной мостовой схеме. Выпускаемые заводом «Уралэлектроаппарат» выпрямители типа РМНВ-500×6И позволяют работать по схеме II при напряжении до 1 650 в. Для напряжения 3 300 в и выше, как показали исследования ЦНИИ МПС по каскадной двухкатодной схеме и исследования завода «Уралэлектроаппарат» по мостовой схеме, необходима дополнительная изоляция вакуумных калачей от вакуумной трубы выпрямителя.

Долгое время считалось весьма трудной задачей создание шкафа управления для схемы II. Разработки лаборатории ртутных выпрямителей завода «Уралэлектроаппарат» показали, что габариты такого шкафа не будут отличаться от ШРВ-30.

Разработка статического щелевого зажигающего [Л. 6], требующего значительно меньшую мощность при зажигании, позволила создать схему зажигания и возбуждения выпрямителя с изоли-

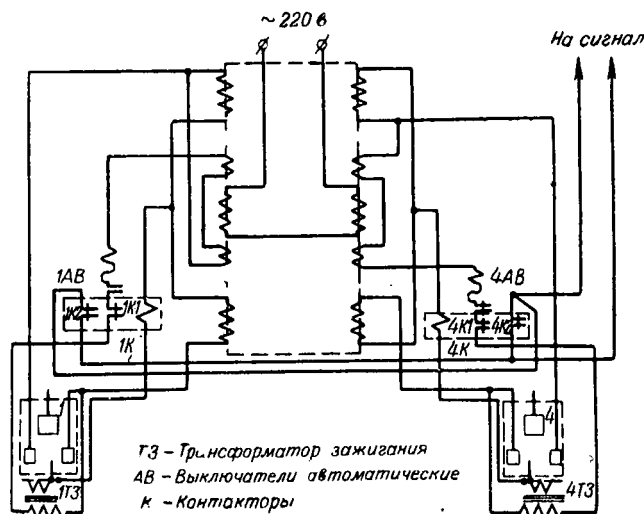


Рис. 5. Схема зажигания и возбуждения вентилей.

рованными катодами для схемы II на основе ШРВ-30. Схема (рис. 5) работает следующим образом. При включении ток порядка 500 а при напряжении 2 в начинает протекать через ртутный мостик в щели зажигающего и под действием электродинамических сил обрывается. Образующаяся при этом искра зажигает дугу на анод возбуждения.

После возбуждения контакторы отключают трансформатор зажигания. Каждый вентиль имеет аналогичную независимую схему зажигания. Схема сеточного управления выполнена также на основе существующей. Питание сеток вентилей анодной группы происходит через изоляционные трансформаторы с независимыми источниками отрицательного напряжения смещения.

Изменением схемы пик-генератора можно работать сеточное управление выпрямительным агрегатом по схеме рис. 2.

Вследствие увеличения потерь энергии в выпрямителе по схеме II необходимо применение более мощных теплообменников. Теплообменник Т-2000 по системе вода — воздух не обеспечит отвод тепла при реальных графиках нагрузки на грузонапряженных участках. Поэтому в настоящее время для охлаждения выпрямителей, собранных по схеме II, следует применять теплообменники типа ТВ-3000 по системе вода — вода.

Повышение выпрямленного напряжения до 4 000 в при сохранении мощности позволит по-прежнему применять теплообменник Т-2000 по одному на каждые шесть вентилей.

Испытание. Выпрямитель по схеме II испытывался в лаборатории ртутных выпрямителей завода «Уралэлектроаппарат» с трансформатором мощностью 5 800 кВА при выпрямленном напряжении холостого хода до 4 400 в. Выпрямитель работал в режиме короткого замыкания при угле сеточного регулирования приблизительно 90° эл.

и в инверторном режиме. Нагрузочные токи доходили кратковременно до 1 000 а.

На подстанции Таватуй Свердловской железной дороги 15 августа 1956 г. был включен выпрямитель по трехфазной мостовой схеме (схеме II) на контактную сеть напряжением 3 300 в с трансформатором ТМР-3200. Включению выпрямителя предшествовала переделка схемы зажигания, возбуждения и сеточного управления шкафа, а также была произведена замена катодов с брызгальным зажиганием на катоды со статическим щелевым зажиганием. Кроме этого, была усилена изоляция вентилей анодной группы от вакуумной трубы путем замены металлических калачей на резиновые трубки.

Выпрямитель проработал по схеме II до 16 октября 1956 г. и за 2 мес. дал три обратных зажигания, которые ликвидировались сеточной защитой без отключения катодного быстродействующего выключателя; максимальный ток, зарегистрированный за этот период, составил 1 350 а.

За все время работы по схеме II не было ни одного пробоя изоляции выпрямителя и шкафа. Этот же выпрямитель до переделки (с 19 мая до 19 июля 1956 г.) при работе по схеме I также дал три обратных зажигания; максимальный ток, зарегистрированный за этот период, составил 1 300 а.

Эксплуатация выпрямителя подтвердила теоретический вывод о равенстве вероятности обратных зажигания в обеих сравниваемых схемах. Обратные зажигания в трехфазной мостовой схеме в отличие от схемы I ликвидируются без участия быстродействующих выключателей, что значительно повышает надежность эксплуатации. Применением АПВ сеточной защиты можно свести перерыв в энергоснабжении до едва ощутимого.

Переход на трехфазную мостовую схему позволит повысить напряжение до 4 000 в и перейти на 12-фазную схему выпрямления с применением агрегатов из 12 вентилей мощностью до 5 000 кВт в единице.

Литература

1. Th. Wasserraß, Нагрузочная способность мутаторов. ВВМ, стр. 193, № 4/5, 1955.
2. В. К. Крапивин, И. Н. Фалеев и Е. М. Глух, Металлические ртутные выпрямители. Технический справочник. Госэнергоиздат, 1951.
3. Б. М. Шляпошников, Новые возможности развития подстанции электрифицированных железных дорог. Электричество, стр. 58, № 6, 1946.
4. Б. М. Шляпошников, Игнитронные выпрямители для тяговых подстанций железных дорог. Трансжелдориздат, стр. 607 и 633, 1947.
5. И. Л. Каганов, Электронные и ионные преобразователи тока. ОНТИ, стр. 221, 1937.
6. Л. М. Клячкин, Развитие мощных насосных ртутных выпрямителей и очередные задачи в этой области. ВЭП, стр. 6, № 6, 1955.
7. Э. А. Манькин, Об условиях целесообразности применения схем Гретца в мощных выпрямительных установках. ВЭП, стр. 13, № 5/6, 1944

(8.1. 1957)

Дистанционные индукционно-динамические реле с естественным тормозным моментом

Инж. А. Ф. БЕРЕЗОВСКИЙ

г. Ярославль

Известно, что в электродинамических или ферродинамических ваттметрах и реле мощности возникает тормозной момент, обусловленный взаимодействием между магнитным потоком, пересекающим подвижную рамку, и магнитным потоком, создаваемым током, индуктированным в этой рамке:

$$M_T = k_1 \Phi \frac{E_m}{\sqrt{r^2 + x^2}} \frac{\sin \beta \cos \beta}{\sin \beta_m} \cos(90^\circ + \psi), \quad (1)$$

где Φ — магнитный поток;

β — угол между осью рамки и осью полюсов;

β_m — угол поворота рамки, при котором ее пронизывает весь магнитный поток Φ , индуктируя в ней э. д. с. E_m ;

r, x — активное и индуктивное сопротивления в цепи рамки;

ψ — импедансный угол полного сопротивления в цепи рамки;

k_1 — коэффициент пропорциональности.

Можно считать, что в ферродинамическом ваттметре или реле магнитные линии в воздушном зазоре имеют радиальное направление; при этом отношение синусов может быть заменено отношением самих углов, а множитель $\cos \beta$, определяющий собой несовпадение направления движения рамки с направлением электродинамического усилия, становится равным единице. Момент M_T стремится поставить плоскость рамки вдоль оси магнитного потока и для электродинамических или ферродинамических ваттметров и реле мощности является вредным. Ослабление этого момента производится либо расположением плоскости рамки строго вдоль оси магнитного потока ($\beta = 0$), либо введением активной нагрузки в цепь рамки ($\psi \approx 0$).

Если же этот естественный момент не ослаблять, а, наоборот, усилить, сделав его тормоз-

ным, то из ферродинамического реле мощности можно получить различного вида дистанционные индукционно-динамические реле. У реле этого типа¹ уставку срабатывания зависит от угла, при котором рычаг, укрепленный на оси поворотной короткозамкнутой рамки, замыкает контакт реле. Устанавливая два контакта под разными углами, можно получить реле, заменяющее собой два обычных дистанционных односторонних реле с разными уставками и тем самым упростить схему защиты.

На рис. 1 изображено дистанционное реле, имеющее характеристику в виде двух прямых линий (полосовой омметр), которое отличается от известных реле с аналогичными характеристиками более простой конструкцией и, кроме того, не требует применения специального выпрямителя [Л. 1 ... 3]. Если на этом реле поменять местами токовую обмотку и обмотку напряжения, а обе пары контактов использовать раздельно, то будет получено направленное реле полного сопротивления, обладающее двумя зонами действия (двухзонный омметр). При установке контактов по одну сторону от оси полюсов обе зоны действия будут в одном направлении.

Такое реле может быть использовано для дистанционной защиты в качестве пускового органа и омметра второй зоны [Л. 4] и для блокировки при качаниях, которая разрешает работать релейной защите только при быстром изменении импеданса линии [Л. 2].

Если несколько усложнить питание обмоток реле, а именно при помощи мостовой схемы на обмотку 1 подавать геометрическую сумму величин, пропорциональных напряжению и току в линии, а на обмотку 2 — их геометрическую разность, то при помощи одного реле можно получить различные по типу характеристики (рис. 2). Реле, имеющее такие характеристики, может заменить два направленных реле полного сопротивления, используемых в направленной высокочастотной защите. При этом контакты, соответствующие характеристике 2, работают на пуск высокочастотного передатчика, а контакты, соответствующие характеристике 1, работают на отключение [Л. 5].

Реле, изображенное на рис. 1, можно использовать также в качестве реле частоты с двумя уставками, присоединяя его обмотки к трансформатору напряжения через емкости и активные сопротивления.

В общем виде условия срабатывания реле определяются следующим образом:

$$M = k_2 B I \cos(B; I) \geq M_{\text{мех}}, \quad (2)$$

где M — результирующий момент, действующий на подвижную рамку;

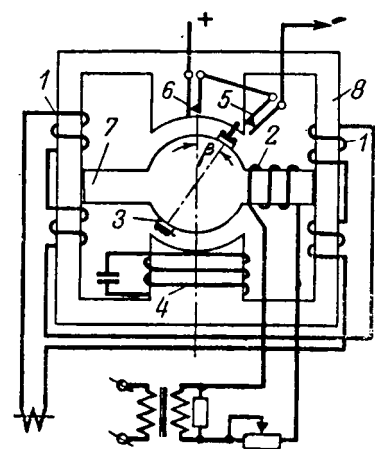


Рис. 1. Схема дистанционного индукционно-динамического реле.

1 — токовая обмотка; 2 — обмотка напряжения; 3 — подвижная короткозамкнутая рамка; 4 — успокоительная обмотка; 5, 6 — контакт; 7 — сердечник рамки; 8 — магнитопровод.

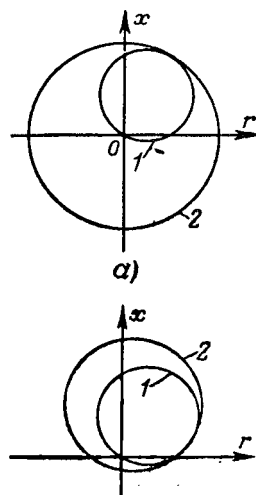


Рис. 2.

¹ Авторское свидетельство № 99791 от 15.IX 1953 г., выданное на имя А. Ф. Березовского.

$M_{\text{мех}}$ — противодействующий механический момент;
 B — магнитная индукция;
 I — ток в рамке;
 k_2 — коэффициент пропорциональности.

Согласно принципу наложения индукцию B и ток I можно представить как геометрические суммы индукций и токов, возникающих при питании реле только от трансформаторов тока (B_i ; I_i) и только от трансформаторов напряжения (B_u ; I_u), а вращающий момент записать в следующей форме:

$$M = k_2 \operatorname{Re}(\hat{B}_i I_i + \hat{B}_i I_u + \hat{B}_u I_i + \hat{B}_u I_u). \quad (3)$$

На рис. 3 изображена схема замещения полосового омметра. Применяя принцип наложения, нетрудно найти составляющие токов, входящих в уравнение (3). Поскольку активное сопротивление рамки r_3 во много раз больше сопротивления взаимной индукции x_{13} (приведенного к виткам рамки), то для полосового омметра почти во всех случаях в уравнении (3) достаточно учитывать только первые два слагаемых; точно так же для двухзонального омметра достаточно учитывать только третье и четвертое слагаемые.

Рассматриваемые типы реле отличаются от обычных реле мощности наличием электрического тормозного момента, и поэтому необходимо проанализировать условия получения его максимальной величины. Увеличение тормозного момента может быть достигнуто присоединением конденсатора к дополнительной обмотке 4; при этом возрастает магнитный поток Φ . При заданном значении активного сопротивления в цепи рамки реле максимум тормозного момента при прочих равных условиях имеет место в случае равенства активного и реактивного сопротивлений в цепи рамки; в этом нетрудно убедиться, если приравнять нулю частную производную $\frac{\partial M_T}{\partial x}$. Величина

индуктивности в цепи рамки подбирается путем изменения индуктивности x_{23} (рис. 3), которая определяется величиной воздушного зазора между магнитопроводами 7 и 8.

Из уравнения (1) следует, что тормозной момент пропорционален э. д. с., наведенной в рамке. Рассмотрим условия, при которых эта э. д. с. по-

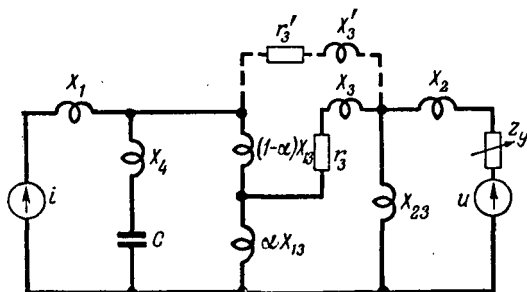


Рис. 3. Схема замещения полосового омметра.

x_1 , x_2 , x_3 , x_4 — сопротивления рассеяния токовой обмотки, обмотки напряжения, короткозамкнутой рамки и успокоительной обмотки; r_3 — активное сопротивление рамки; x_{13} — сопротивление взаимной индукции между токовой обмоткой и рамкой, когда рамка отклоняется на угол α_m ; $\alpha = \beta/\beta_m$ — относительный угол поворота рамки; x_{13} — сопротивление взаимной индукции между обмоткой напря-

жения и рамкой. Для упрощения принимаем, что магнитный поток равномерно распределен в воздушном зазоре и отсутствует вне зазора.

При отклонении плоскости рамки от оси полюсов за их пределы не выйдет ни одной стороной следующее число витков из общего количества n витков (рис. 4):

$$n_a = \frac{b - 2\gamma}{b} n.$$

Учитывая, что

$$\gamma = \frac{2\delta - \tau + b}{2},$$

получим:

$$n_a = \frac{\tau - 2\delta}{b} n.$$

Эти витки пронизываются магнитным потоком $\frac{2\delta}{\tau} \Phi$. Выражая поток Φ через ток обмотки I , приведенный к виткам рамки ($\Phi \equiv n\tau I$), и пренебрегая размагничивающим действием тока в рамке, найдем, что э. д. с., индуцируемая в этих витках, равна:

$$E_1 = k_3 \frac{2\delta(\tau - 2\delta)}{b} n^2 I,$$

где k_3 — коэффициент пропорциональности.

Значение магнитного потока, пронизывающего витки, вышедшие за пределы полюсного деления, может быть определено как средняя величина между магнитным потоком $\frac{2\delta}{\tau} \Phi$, пронизывающим последний виток, еще не вышедший за пределы полюсного деления, и магнитным потоком $(\frac{2\delta}{\tau} - \frac{\gamma}{\tau}) \Phi$, пронизывающим крайний виток рамки.

Проклеывая несложные преобразования, найдем, что э. д. с., наведенная в этих витках, число которых равно $n - n_a$, будет равна:

$$E_2 = k_3 \frac{(6\delta + \tau - b)(2\delta - \tau + b)}{4b} n^2 I.$$

Тормозной момент обусловлен током в тех проводниках рамки, которые не выходят за пределы полюсов. Число этих проводников следующее:

$$n_\tau = \frac{b - \gamma}{b} n = \frac{\tau + b - 2\delta}{2b} n.$$

При равенстве активного и реактивного сопротивлений в цепи рамки имеет место следующее соотношение:

$$\frac{\cos(90^\circ + \phi)}{\sqrt{r^2 + x^2}} = \frac{1}{2r} \equiv \frac{b}{n^2}.$$

Подставляя полученные значения в уравнение (1) с учетом, что

$$E_m \frac{\sin \beta}{\sin \beta_m} = E_1 + E_2;$$

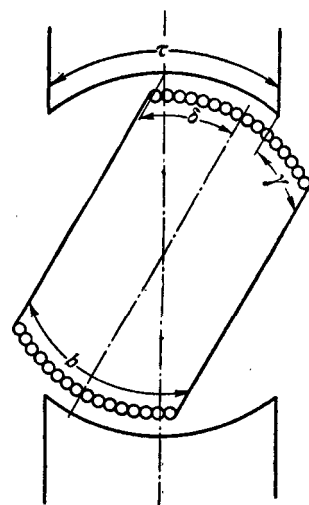


Рис. 4.

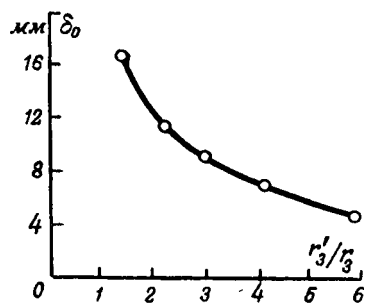


Рис. 5.

$$\Phi \equiv n\tau I \text{ и } k_1 \equiv \frac{n_{\tau}}{\tau},$$

получим зависимость $M_{\tau} = f(\delta)$.

$$\text{Из условия } \frac{dM_{\tau}}{d\delta} = 0 \text{ найдем, что оптимальное значение относительного отклонения рамки от оси полюсов будет следующим:}$$

Соответствующий этому отклонению максимальный тормозной момент будет пропорционален $\sqrt{\delta\tau^3}$. Следовательно, с точки зрения повышения тормозного момента значительное увеличение ширины рамки нецелесообразно.

$$\alpha_{onm} = \frac{2\delta_{onm}}{\tau} = 1 + \frac{b}{\tau} - \sqrt{\frac{4}{3} \frac{b}{\tau}}. \quad (4)$$

Рассмотрим способы регулирования соотношения уставок реле с естественным тормозным моментом. Для получения двух различных характеристик реле можно было бы ставить неподвижные контакты на различных расстояниях от оси полюсов, однако такой способ конструктивно сложен и неудобен в эксплуатации. Другой способ заключается в том, что оба контакта реле устанавливаются в положения, соответствующие оптимальным отклонениям рамки вправо и влево от оси полюсов. При этом на магнитопровод 7, кроме обмотки 2, наматывается дополнительная обмотка, которая в полосовом омметре включается в токовую цепь защиты. Эта обмотка создает не зависящий от угла поворота рамки постоянный тормозной момент. Регулирование соотношения уставок реле производится изменением числа витков дополнительной обмотки, т. е. изменением тормозного момента, создаваемого этой обмоткой. Постоянный тормозной момент может быть также получен при помощи дополнительной неподвижной рамки. В этом случае в схему замещения полосового омметра добавляется цепь, изображенная на рис. 3 пунктиром. В двухрамочном омметре нейтральное положение подвижной рамки, занимаемое ею, когда ток проходит только через обмотку 1, смещается относительно оси полюсов. Величина этого смещения зависит от величины регулируемого активного сопротивления, включаемого в цепь неподвижной рамки.

В самом невыгодном случае время действия реле с естественным тормозным моментом определяется временем, необходимым для поворота

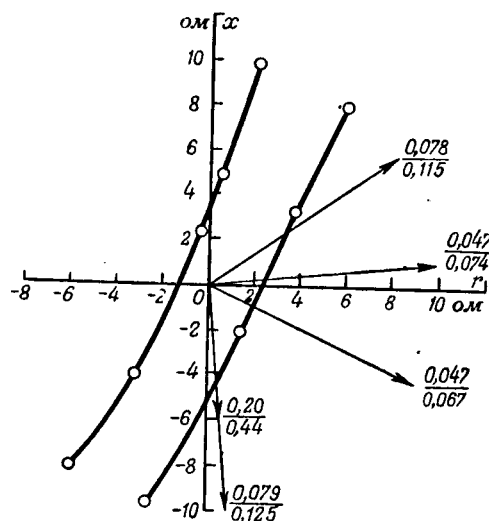


Рис. 6.

рамки от одной до второй пары контактов. Угол поворота подвижной системы у реле этого типа значительно больше, чем у индукционных реле; однако поскольку на рамку действует большой избыточный момент, то время срабатывания реле с естественным тормозным моментом в принципе может быть получено такого же порядка, как и у индукционных реле.

Опытный образец реле имел следующую конструкцию. Магнитопровод 8 и обмотка 1 (рис. 1) были взяты от реле типа ФДМБ производства ЦЛЭМ Мосэнерго. Обмотка 2 была выполнена проводом ПЭЛ 0,29 в виде двух парал-

лельно соединенных катушек, имевших по 1200 витков каждая. Сопротивление каждой катушки равнялось 57,6 ом. Подвижная и неподвижная рамки реле имели по 55 витков, намотанных тем же проводом. Воздушный зазор между магнитопроводами 7 и 8 был выбран равным 0,25 мм, в результате чего индуктивность x_{13} стала значительно больше индуктивности x_{13} и близкой к величине сопротивления подвижной рамки r_3 , т. е. практически выполнялось одно из условий получения максимального тормозного момента.

На рис. 5 приведена зависимость смещения нейтрального положения рамки от оси полюсов при различных соотношениях сопротивлений в цепях неподвижной и подвижной рамок. Характеристики реле (полосового омметра) указаны на рис. 6 для случая, когда неподвижная рамка замкнута накоротко. Эти характеристики близки к прямым линиям, а их угол наклона и расстояние от начала координат соответствуют требованиям, предъявляемым к дистанционной защите для сильно нагруженных длинных линий.

На рис. 6 около векторов, соответствующих величинам полного сопротивления на зажимах реле, указано по два значения времени срабатывания реле (в секундах). Верхнее значение соответствует току 10 а, нижнее — току 5 а, но вдвое большей величине полного сопротивления. Следует ожидать, что при выполнении подвижной части реле более совершенной время срабатывания реле может быть уменьшено.

Литература

1. А. М. Федосеев. Релейная защита электрических систем. Госэнергоиздат, 1952.
2. Г. И. Атабеков. Релейная защита высоковольтных сетей. Госэнергоиздат, 1949.
3. Ю. А. Гаевенко. Дистанционная защита длинных и сильно нагруженных линий электропередачи. Электричество, № 6, 1954.
4. Ю. А. Гаевенко. Новые дистанционные защиты линии электропередачи. Электричество, № 11, 1954.
5. В. Л. Фабрикант, Я. М. Смородинский и И. Н. Попов. Новые направленные высокочастотные защиты линии электропередачи. Электричество, № 11, 1954.

[31. 10. 1955]

Вопросы расчета изоляции аппаратов со сжатым воздухом

Кандидат техн. наук М. И. СЫСОВЕВ

Всесоюзный электротехнический институт им. Ленина

В настоящее время сжатый воздух находит все большее и большее применение в качестве изоляции в высоковольтных коммутационных аппаратах. В Советском Союзе и за границей строятся или находятся в стадии рабочего проектирования воздушные выключатели, разъединители, замыкатели и управляемые разрядники, в которых сжатый воздух используется не только для гашения дуги, но и является изолирующей средой. В связи с этим вопросы расчета такой изоляции стали весьма актуальными. В настоящей статье рассматриваются вопросы расчета воздушной изоляции для высоковольтных аппаратов, в которых пробой изоляции происходит без предварительного коронного разряда. Для конструкций, в которых электрическое поле настолько неоднородно, что пробой предшествует коронный разряд, определение прочности изоляции должно основываться на данных, полученных для типовых электродов: острие — острие, стержень — стержень и т. д. [Л. 1 и 2].

В теории газового разряда важное место занимает закон Пашена:

$$U = f(pd),$$

где U — напряжение зажигания самостоятельного разряда;

p — давление;

d — расстояние между электродами.

Этот закон имеет большое значение и для расчета пробивных напряжений при высоких давлениях, так как позволяет использовать результаты измерений пробивных напряжений при атмосферном давлении и применять эмпирические формулы (например, формулу Пика), полученные на основании измерений, произведенных при давлении, равном или меньшем атмосферного.

Проверкой закона Пашена при высоких давлениях занимались многие исследователи. С точки зрения интересующего нас вопроса особое внимание заслуживает работа Хауэлла [Л. 3], где впервые было подробно исследовано влияние на пробивное напряжение электроискровой обработки промежутков (предварительных разрядов) и показано, что в результате такой обработки существенно повышаются значения пробивного напряжения и, что особенно важно, эти значения повторяются. При предварительных разрядах, по-видимому, выгорают небольшие выступающие неровности на поверхности электродов и удаляются или сжигаются мелкие загрязняющие частицы, находящиеся во взвешенном состоянии в искровом промежутке.

Величину отклонения от закона Пашена для воздушных промежутков, подвергнутых предварительной электроискровой обработке, можно оценить по данным, приведенным на рис. 1. Кривая 1 на этом рисунке соответствует стальным электродам Роговского. Эта кривая показывает, что отклонение от закона Пашена растет с уве-

личением давления и при 20 ата — наибольшем технически приемлемом давлении — достигает приблизительно 15%.

Для проверки закона Пашена в случае неоднородных полей были проведены опыты с коаксиальными цилиндрами. Данные опытов представлены на рис. 2, на котором приведены полученные экспериментально значения пробивных напряжений (сплошные линии) и расчетные значения напряжения начальной короны, вычисленные по формуле Пика (пунктирные линии). Для случая $r=0,05$ мм указаны экспериментальные значения напряжения начальной короны. Из представленных данных видно, что напряжения начальной короны в пределах точности эксперимента удовлетворяют закону Пашена, но если при повышенных давлениях пробой происходит без предварительного коронного разряда (кривая $r=0,59$ при $p>4$ ата и кривая $r=0,175$ мм при $p>8,5$ ата), то экспериментальные значения пробивных напряжений определенно несколько ниже расчетных напряжений начальной короны, причем отклонение от закона Пашена здесь меньше, чем в случае однородного поля.

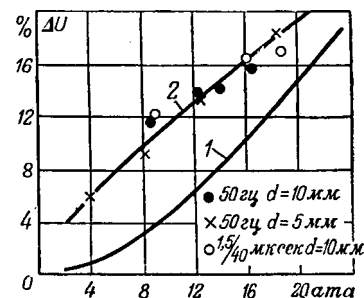


Рис. 1. Отклонения от закона Пашена при различных давлениях и качестве обработки поверхности электродов. 1 — электроды подвергнуты электроискровой обработке (вычислено по опытным данным Хауэлла); 2 — электроды шлифованы наждачной бумагой.

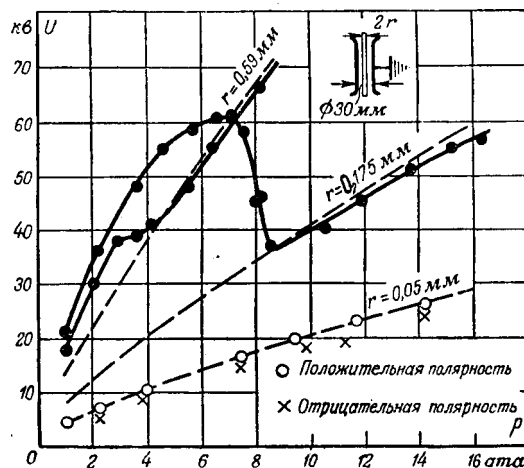


Рис. 2. Напряжения зажигания самостоятельного разряда при постоянном напряжении.

Таким образом, в случае, когда пробой происходит без предварительного коронного разряда, отклонения от закона подобия разрядов с точки зрения технического расчета не очень велики. В связи с этим для установок, в которых в рабочем режиме допустимы отдельные редкие пробои и для которых по мере необходимости может производиться электроискровая обработка (установки в основном лабораторного типа), расчет воздушной изоляции целесообразно производить по закону Пашена с учетом соответствующих поправок.

Прочность воздушных промежутков, не подвергнутых предварительной электроискровой обработке, значительно ниже прочности промежутков, прошедших такую обработку. Снижение пробивного напряжения обуславливается искажением электрического поля вблизи твердых загрязняющих частиц. Указанные частицы неизбежно попадают в изоляционные промежутки и на поверхность электродов в процессе изготовления и сборки аппарата; они могут также заноситься конвекционными потоками воздуха или потоками, возникающими при заполнении аппарата газом. Неровности поверхности электродов, остающиеся после механической обработки, также вызывают снижение пробивного напряжения, но это снижение, как будет показано далее, значительно меньше.

Обычно механическая обработка деталей аппаратов заканчивается шлифовкой наждачной бумагой. В связи с этим представляет интерес рассмотреть значения прочности изоляции воздушных промежутков с электродами, поверхности которых обработаны подобным образом. На рис. 3 представлена характерная для рассматриваемого случая зависимость 50-периодного пробивного напряжения от числа предшествующих разрядов. Обращает на себя внимание закономерное возрастание значений ординат огибающей кривой максимальных пробивных напряжений; естественно считать, что это возрастание связано с процессом электроискровой обработки. Отдельные же существенно более низкие величины, чем значения, соответствующие огибающей, вызываются присутствием в этих случаях относитель-

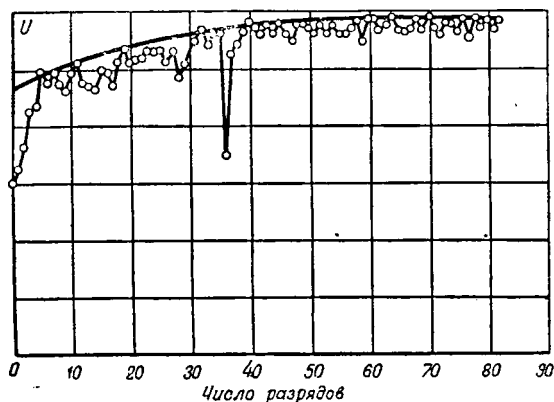


Рис. 3. Зависимость пробивного напряжения от числа предшествующих разрядов для промежутка с электродами, шлифованными наждачной бумагой. Давление 18 ата. Напряжение 50 гц.

но крупных загрязняющих частиц как на поверхности электродов, так и в промежутке между ними. В таком случае точка пересечения огибающей с осью ординат будет соответствовать пробивному напряжению электродов, шлифованных наждачной бумагой.

Более точные значения искомых разрядных напряжений получаются при воздействии на промежутки импульсного напряжения, так как при этом нет необходимости в экстраполяции начальной части огибающей. Преимущество такого метода состоит в том, что при кратковременном действии напряжения не происходит втягивания механических загрязняющих частиц в область сильного поля, поэтому вероятность измерения разрядного напряжения без влияния этих частиц здесь существенно выше, чем при 50-периодном напряжении. При импульсном напряжении путем нескольких опытов можно непосредственно измерить разрядные напряжения, соответствующие воздушному промежутку с электродами, шлифованными наждачной бумагой, и не загрязненному механическими частицами. Отклонения от закона Пашена в этом случае для шаровых разрядников диаметром 50 мм указаны на рис. 1 (кривая 2).

Полученные данные позволяют сделать следующий вывод. Воздушные промежутки с электродами, шлифованными наждачной бумагой, при повышенных давлениях имеют пробивные напряжения, более низкие, чем расчетные значения. Соответствующее снижение пробивного напряжения, выраженное в процентах, численно приблизительно равно давлению, выраженному в абсолютных атмосферах.

С целью исследования влияния механических загрязняющих частиц на электрическую прочность при напряжении промышленной частоты был произведен ряд опытов на газонаполненном воздушном выключателе, производившем отключения и включения без нагрузочного тока. В процессе отключений и включений промежутки между контактами выключателя подвергались интенсивной продувке. Воздух в бак выключателя нагнетался при помощи компрессорной установки промышленного типа.

Производились два вида испытаний: определение наименьшего значения пробивного напряжения при 20 отключениях выключателя, следовавших непрерывно друг за другом без разборки гасительной камеры и определение наименьшего значения пробивного напряжения из серии опытов, каждому из которых предшествовали разборка камеры и шлифовка электродов наждачной бумагой.

Испытания производились для электродов цилиндр — цилиндр, имевших закругленные или острые края.

Так как загрязняющие частицы сильно влияют на прочность воздушной изоляции, находящейся под давлением, а местоположение, размеры и форма этих частиц могут меняться от опыта к опыту, то величина пробивного напряжения рассматриваемой изоляции является ярко выраженной статистической величиной. Это положение наглядно иллюстрируется данными, при-

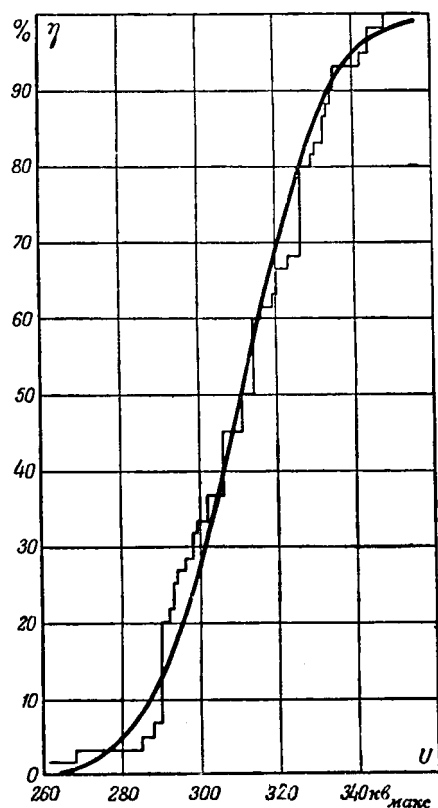


Рис. 4. Закон распределения вероятных значений пробивных напряжений при частоте 50 гц для воздушного промежутка длиной 30 мм при давлении 10 атм (цилиндрические электроды с закругленными краями).

веденными на рис. 4, где показаны найденные экспериментально вероятности появления значений пробивных напряжений, равных или меньших напряжений, указанных на оси абсцисс.

Распределение этих вероятностей подчиняется закону Гаусса:

$$\eta = \frac{H}{\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^U e^{-H^2(U-U_{cp})^2} dU,$$

где η — вероятность разряда при напряжении, равном или меньшем U ;

H — мера точности;

U_{cp} — среднее значение пробивного напряжения.

На рис. 4 в качестве примера дано сравнение экспериментально найденного закона распределения вероятностей пробивных напряжений (ломаная линия) с законом распределения вероятностей, определенным теоретически (плавная кривая) при $U_{cp} = 310,8$ кВ и $H = 0,0387$. Приводимые ниже опытные значения пробивных напряжений с указанием вероятности их появления получены путем вычисления по указанной выше формуле.

На рис. 5 приведены отношения минимальных пробивных напряжений к максимальному пробивному напряжению, измеренному после того, как электроды были подвергнуты электроискровой обработке 50 разрядами. Для каждого расстояния между электродами и каждого значения

давления производилось по 20 отключений, причем после каждого отключения измерялось пять значений пробивных напряжений.

Цифры, стоящие у экспериментальных точек, означают порядковый номер разряда, при котором было отмечено наименьшее значение пробивного напряжения.

Из данных по многократным последовательным отключениям следует, что наименьшее значение пробивного напряжения обычно получается после первого отключения при первом приложении напряжения, но в отдельных случаях оно может быть зарегистрировано даже после многих отключений. Все это свидетельствует о том, что загрязняющие частицы, вызывающие наибольшее снижение пробивного напряжения, обычно попадают в аппарат в процессе его сборки и реже заносятся потоками воздуха при отключениях. Это положение подтверждается также данными испытаний, при которых каждому опыту предшествовали разборка камеры и шлифовка электродов наждачной бумагой. Пробивные напряжения, равные или меньшие напряжений, указываемых приведенными на рис. 5, а, б кривыми, имеют место с вероятностью 1%. Эти кривые являются огибающими минимальных значений пробивных напряжений, полученных при многократных последовательных отключениях.

Наиболее важным выводом из полученных опытных данных является значительное снижение пробивного напряжения загрязняющими частицами не только в сравнительно однородном поле (рис. 5, а), но и в сравнительно неоднородном поле (рис. 5, б). В связи с этим можно предположить, что ионизационные процессы, протекающие в малом объеме вблизи этих частиц, и определяют собой значение пробивного напряжения для всего промежутка.

Известно, что вне сферических или эллипсоидальных проводящих частиц, находящихся в равномерном поле, напряженность поля E в точках, лежащих на оси, совпадающей с направлением

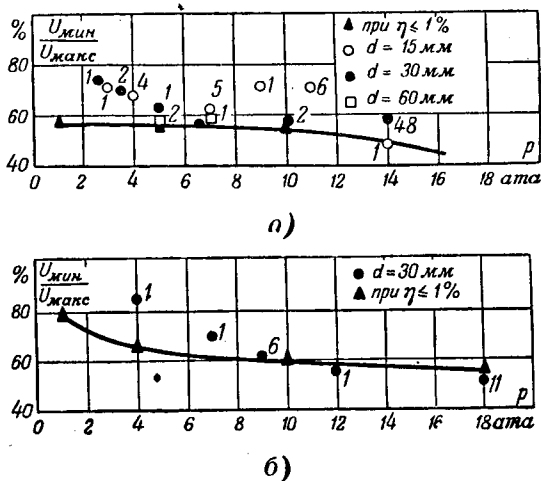


Рис. 5. Зависимость отношения минимального пробивного напряжения к максимальному от давления для цилиндрических электродов.

а — электроды с закругленными краями; б — электроды с острыми краями.

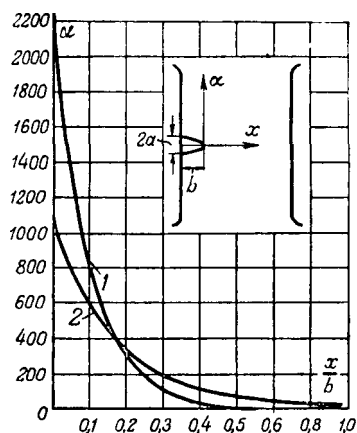


Рис. 6. Зависимость первого коэффициента Таунсенда α от расстояния до частицы (полуэллипсоид, $b = 2a = 0,42$ мм) в момент зажигания самостоятельного разряда.

1 — $p = 20$ ата, $E_0 = 210$ кВ/см; 2 — $p = 2$ ата, $E_0 = 35,6$ кВ/см.

основного поля, выражается следующей формулой [Л. 4]:

$$E = E_0 \left(1 + \frac{ma^3}{x^3} \right),$$

где E_0 — напряженность внешнего (основного) поля;

a — радиус сферы или длина полуоси эллипсоида;

x — расстояние от центра частицы до рассматриваемой точки;

m — коэффициент, зависящий от формы частицы.

Из приведенной формулы следует, что напряженность поля, окружающего частицу, складывается из напряженности внешнего поля E_0 и напряженности поля зарядов, наведенных на частице:

$$E_4 = \frac{ma^3}{x^3}.$$

Опыты с искусственными загрязняющими частицами и аналитические расчеты показывают, что размеры частиц, которые могут вызвать наблюдаемое на опыте снижение пробивного напряжения, невелики (порядка 0,5 мм и меньше в зависимости от формы частицы).

Поскольку напряженность поля зарядов, наведенных на частице, убывает пропорционально кубу расстояния от нее, и так как первый коэффициент Таунсенда α имеет экспоненциальную зависимость от напряженности поля, то, следовательно, ионизационные процессы, приводящие к образованию стримера, происходят в очень малом объеме основного поля (рис. 6). Данные опытов, представленные на рис. 5, опыты с искусственными частицами, а также известные многочисленные экспериментальные данные по пробоем сжатых газов в резко неоднородном поле позволяют сделать следующее заключение. Образовавшийся в указанном очень малом объеме поля стример в сравнительно однородных полях уже при атмосферном давлении, а в относительно не-

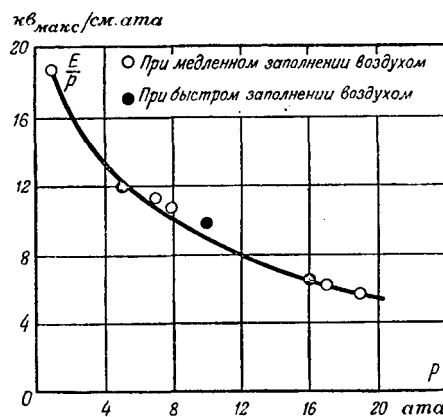


Рис. 7. Зависимость между отношением пробивной напряженности поля к давлению и давлением.

однородных полях при небольшом его повышении, способен распространяться через весь промежуток, вызывая его пробой.

Из сказанного выше непосредственно следует, что интересующее нас на практике значение максимальной пробивной напряженности поля для воздушной изоляции, находящейся под давлением, практически не зависит от характера распределения поля в изоляционном промежутке. Это положение, очевидно, будет являться справедливым до тех пор, пока не будут рассматриваться настолько неоднородные поля, для которых изменения напряженности поля вблизи частиц, на расстояниях, соизмеримых с их размерами, не будут чрезмерно большими.

На рис. 7 представлена зависимость пробивной напряженности поля, соответствующая минимальным пробивным напряжениям (кривая на рис. 5, а). На рис. 7 нанесены аналогичные значения пробивной напряженности, полученные при медленном заполнении аппаратов воздухом.

Из приведенных результатов видно, что минимальное пробивное напряжение практически не зависит от способа заполнения аппарата воздухом и, как уже отмечалось на основании предыдущих опытов, даже при питании аппаратов от компрессорной установки промышленного типа, определяется загрязняющими частицами, попадающими в аппарат в процессе его сборки. Опыты, проведенные при воздействии на рассматриваемую изоляцию импульсного напряжения 1,5/40 мксек, показали, что коэффициент импульса изоляции близок к единице в широком диапазоне изменения давления. Этот факт говорит о том, что наименьшие значения пробивных напряжений определяются загрязняющими частицами, находящимися на поверхности электродов. Таким образом, приведенные на рис. 7 значения пробивной напряженности в месте наибольшей концентрации поля практически не зависят от распределения поля по изоляционному промежутку, способа заполнения аппарата воздухом и, по-видимому, являются одинаковыми при воздействии на изоляцию постоянного и 50-периодного напряжения. Следовательно, по этим значениям пробивной напряженности может быть рассчитана изоляция широкого круга аппаратов.

Автоматическая защита приборов от перегрузки

Инж. О. Ф. ПОСЛАВСКИЙ

г. Серпухов

В ряде измерительных схем необходимо обеспечить автоматическую защиту прибора от возможной внезапной перегрузки. Например, в случае пробоя изоляции под действием высокого напряжения может быть поврежден гальванометр, измеряющий ток утечки.

Простейшая защита прибора заключается в ограничении тока при помощи последовательно или параллельно включенных сопротивлений, обычно нелинейных (например, лампа накаливания в последовательной цепи, разрядник, шунтирующий прибор и т. п.). Эти способы защиты имеют существенные недостатки: влияние на работу измерительной схемы и точность измерений, нестабильность параметров и др. Во многих схемах они вообще не могут быть использованы.

Если максимально допустимый ток больше 10...20 мА, защита обеспечивается обычным электромагнитным реле, обмотка которого включается последовательно с защищаемым прибором, а нормально разомкнутые контакты — параллельно зажимам прибора. Когда ток цепи прибора превысит ток срабатывания реле, контакты зашунтируют прибор, а когда ток станет меньше тока отключения, прибор снова будет открыт для измерений.

Для защиты в диапазоне 30 мкА...30 мА применяются высокочувствительные электромагнитные реле, например типа Р5 [Л. 1]. Однако запас по току перегрузки этих реле не всегда достаточен. Тогда дополнительно ставится более грубое реле, защищающее от больших токов и прибор и обмотку высокочувствительного реле (двухступенчатая защита).

Если максимально допустимый ток меньше 30 мкА или если измерительная схема не допускает включения обмотки реле последовательно с прибором, применяются схемы с усилителями. Эти схемы часто оказываются более доступными, чем схемы с высокочувствительными реле, из-за дефицитности последних, практически не уступая в то же время релейным схемам в надеж-

ности. Гибкость схем с усилителями позволяет использовать любые распространенные электромагнитные реле.

Схема с усилителем имеет на входе чувствительный элемент (датчик), а на выходе электромагнитное реле и схему коммутации защищаемого прибора (электронное реле [Л. 2]). Если измерительная схема не допускает включения в нее датчика в виде сопротивления или управляющей обмотки (реле, вход магнитного усилителя и т. п.), то в качестве датчика используется непосредственно измерительный прибор, который надо защищать. Падение напряжения на его зажимах служит входным сигналом для усилителя.

При срабатывании защиты схема коммутации включает в измерительную цепь вместо прибора датчик в виде сопротивления. Это позволяет контролировать величину тока в измерительной цепи после срабатывания защиты, чтобы затем автоматически включить прибор обратно в цепь, когда ток в ней уменьшится до нормальной рабочей величины.

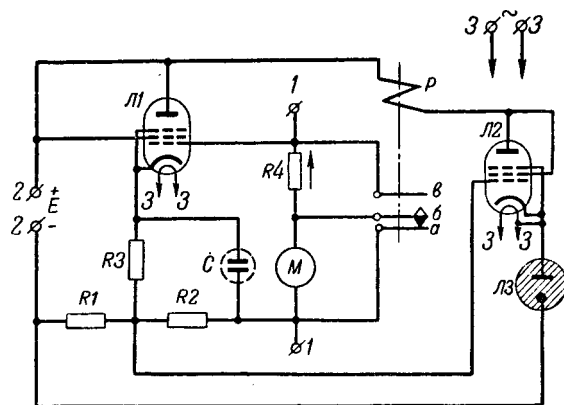


Рис. 1. Схема односторонней защиты микроамперметра. 1—1 — измерительная цепь; 2—2 — зажимы источника питания постоянного тока (выпрямитель); 3—3 — зажимы источника питания переменного тока (трансформатор накала); М — защищаемый прибор (микроамперметр или гальванометр).

Представленная на рис. 7 зависимость аналитически выражается следующей формулой:

$$\frac{E}{p} = 21 - 12 \lg \left(p + \frac{0,6}{Vp} \right),$$

где E — максимальная напряженность поля, соответствующая пробое с вероятностью 10^{-6} , кВ_{макс}/см;

p — давление, атм ($1 \leq p \leq 20$).

Следует отметить, что при неизменной величине напряженности поля с увеличением поверхности электродов вероятность пробоя будет возрастать, поскольку при этом увеличивается вероятность попадания на электроды загрязняющих частиц. Однако эта зависимость является очень

слабой. Вместе с тем необходимо учесть, что практически размеры поверхности электродов, по видимому, не будут существенно отличаться от значений, для которых получена зависимость, приведенная на рис. 7.

[16. 6. 1956]

Литература

1. Б. М. Вул и И. М. Гольман. Пробой сжатого азота в неоднородном электрическом поле. ЖТФ, т. IV, стр. 1613, 1934.
2. М. И. Сысоев. Пробой сжатого воздуха в неоднородном электрическом поле. Диссертация. ВЭИ, 1952.
3. А. Н. Howell. Исследование пробоя в сжатых газах. El. Eng., т. V, стр. 193, 1939.
4. Б. М. Вул, Я. М. Паранас и Д. И. Блохинцев. Пробой в сжатом газе при больших давлениях и малых расстояниях. ЖТФ, т. X, стр. 357, 1950.



Пример такой схемы приведен на рис. 1. Здесь прибор защищен от перегрузки током, который в цепи $I—I$ имеет направление, указанное стрелкой. В аналогичной, несколько усложненной, схеме можно получить и двустороннюю защиту, действующую независимо от направления тока в приборе.

Во время измерений, выполняемых при помощи прибора M в цепи $I—I$, анодный ток лампы $L2$, протекающий через обмотку реле P , больше тока срабатывания этого реле. Якорь реле притянут и нормально замкнутые контакты $a, б$ разомкнуты, а нормально разомкнутые контакты $б, в$ замкнуты. Тогда в измерительной цепи $I—I$ прибор M включен, а сопротивление $R4$ замкнуто накоротко. Чтобы прибор не шунтировался входным сопротивлением усилителя, лампа $L1$ работает с отрицательным смещением. Напряжение смещения снимается с сопротивления $R3$. Величина этого сопротивления выбирается так, чтобы ток управляющей сетки при отсутствии тока в цепи $I—I$ не вызывал отклонения стрелки прибора M . Соответственно лампа $L1$ подбирается из числа имеющих достаточно малый сеточный ток.

Конденсатор C необходим для уменьшения влияния отрицательной обратной связи. Для замедления изменения напряжения на конденсаторе введено сопротивление $R2$, поскольку сопротивление $R3$ слишком мало, чтобы обеспечить необходимую постоянную времени.

Падение напряжения на сопротивлении $R1$ от анодного тока лампы $L1$ несколько меньше, чем напряжение между электродами газового стабилизатора напряжения (стабилитрона) $L3$. Поэтому управляющая сетка лампы $L2$ имеет небольшое отрицательное смещение.

При внезапном недопустимом увеличении тока в измерительной цепи скачок напряжения на приборе полностью передается на вход лампы $L1$, вызывая соответствующее уменьшение ее анодного тока и усиленный отрицательный скачок напряжения на сопротивлении $R1$. Далее скачок напряжения поступает на управляющую сетку лампы $L2$, уменьшая ее анодный ток, что приводит к отпусканию якоря реле. Прибор шунтируется контактами $a, б$. Вместо прибора в измерительную цепь включается сопротивление $R4$, которое обычно больше, чем сопротивление прибора M . В этом случае после отпускания реле на вход усилителя поступает достаточно большое напряжение (если в цепи $I—I$ не произошло резкого уменьшения аварийного тока). Это компен-

сирует уменьшение напряжения, вызванное разрядом конденсатора. В результате, несмотря на наличие отрицательной обратной связи, схема устойчиво удерживается в новом состоянии, пока не произойдет значительного уменьшения тока в измерительной цепи.

Уменьшение тока в измерительной цепи приводит к обратному процессу: увеличиваются анодный ток лампы $L1$ и падение напряжения на сопротивлении $R1$, увеличивается напряжение на управляющей сетке лампы $L2$, растет ее анодный ток и срабатывает реле P . Прибор M включается в измерительную цепь $I—I$, а сопротивление $R4$ замыкается накоротко.

Схема отличается высокой чувствительностью, не требуя при этом в рабочем режиме включения какого-либо дополнительного датчика в цепь прибора. Следует отметить, что защита также срабатывает, если любая лампа теряет эмиссию или падает напряжение источника питания, так как во всех этих случаях уменьшается ток через реле. Различные варианты схем с усилителями позволяют обеспечить надежную защиту микроамперметров и гальванометров во всех измерительных схемах, где это необходимо, без использования дефицитных высокочувствительных реле.

К схемам защиты предъявляется ряд общих требований, к которым, в первую очередь, относятся требования высокой надежности, компактности, небольшого потребления энергии источников питания, простоты схемы этих источников. Рассмотренная схема в основном удовлетворяет этим требованиям. Можно предполагать, что ее дальнейшее развитие должно идти по пути применения полупроводников. Однако обычные полупроводниковые триоды непригодны для таких схем, так как они работают при слишком больших входных и малых выходных токах, в то время как для схем защиты необходимы усиленные элементы, обладающие противоположными свойствами. Поэтому могут представить интерес работы в области магнитных усилителей на ферритах и применение датчиков на сегнетоэлектриках (варикондах).

Литература

1. Д. К. Балабуха и А. Л. Васильев. Релейная защита гальванометров. Измерительная техника, стр. 36, № 4, 1955.
2. А. В. Ерофеев. Электронные устройства контроля и регулирования тепловых процессов. Госэнергоиздат, стр. 136—151, 1955.

[22. 3. 1957]



Расширение частотного диапазона вибрографа

Инж. Л. А. БИБЕР
ЦНИЭЛ МЭС

Изучение работы крупных гидроагрегатов при установившихся и переходных режимах требует записи вибраций в диапазоне частот от 1 до 200 ... 300 гц. Наиболее пригодными для этой цели оказались вибрографы ВДЦ, разработанные в ЦНИЭЛ¹ по типу вибрографов Геофизического института АН СССР [Л. 1 ... 3]. Они имеют амплитудно-частотную характеристику, параллельную оси абсцисс, в диапазоне частот от 1 до 100 гц при максимальном увеличении порядка 500 и предназначены для работы с многоканальными осциллографами завода «Геофизика».

Эти вибрографы состоят из индукционного вибродатчика с собственной частотой 0,5 ... 0,6 гц и гальванометра с собственной частотой 5 ... 8 гц. Вибродатчик имеет две катушки — рабочую и успокоительную. К рабочей катушке подключается гальванометр, а успокоительная катушка замыкается на определенное сопротивление для получения необходимого успокоения.

Наводимая в рабочей катушке э. д. с. пропорциональна производной от перемещения (вибрации) по времени. Поэтому для пропорциональности показаний гальванометра перемещению необходимо проинтегрировать напряжение, снимаемое с вибродатчика. Интегрирование выполняется самим гальванометром, для чего он должен работать в переуспокоенном режиме. От степени успокоения гальванометра зависит ширина частотного диапазона, в пределах которого интегрирование выполняется с допустимой погрешностью. Однако при большой степени успокоения уменьшается коэффициент увеличения вибрографа, так как он обратно пропорционален степени успокоения.

Поэтому получить частотную характеристику, параллельную оси абсцисс, в диапазоне от 1 до 200 ... 300 гц при одновременно большом коэффициенте увеличения весьма затруднительно и возможно только при повышении собственной частоты гальванометра.

Для сохранения нижней границы частотного диапазона необходимо согласовать между собой параметры вибродатчика и гальванометра так, чтобы подъем амплитудно-частотной характеристики вибродатчика при частотах, близких к его резонансной частоте, компенсировал спад амплитудно-частотной характеристики гальванометра, который получается на этих частотах из-за недостаточного успокоения.

Для получения широкополосной амплитудно-частотной характеристики используется стандартный гальванометр типа ГЭМЗ-46 осциллографа завода «Геофизика» с собственной частотой 20 ... 30 гц. Гальванометр подключается к вибродатчику через делитель напряжения (рис. 1), и если сопротивление $R_2 \ll R_1 + R_B$ (малая связь), то оказывается возможным пренебречь обратным воздействием гальванометра на вибродатчик и

произвести достаточно просто расчет и согласование параметров. При этом, несмотря на подключение гальванометра через делитель напряжения, коэффициент увеличения вибрографа остается большим, поскольку момент инерции высокочастотного гальванометра значительно меньше, чем у низкочастотного.

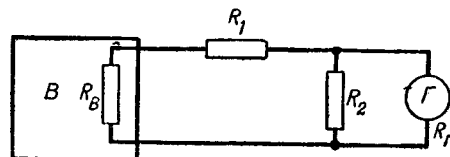


Рис. 1. Схема подключения гальванометра. В — вибродатчик; Г — гальванометр; R_B , R_G — внутренние сопротивления вибродатчика и гальванометра; R_1 , R_2 — делители напряжения.

Ниже приводятся результаты работ автора по расширению частотного диапазона вибрографа, проведенные в ЦНИЭЛ. В экспериментальной проверке полученных результатов принимал участие Г. К. Легкий.

Амплитудно-частотные характеристики. Как известно, работа вибрографа с гальванометрической регистрацией при малой связи описывается системой двух линейных дифференциальных уравнений движений маятника вибродатчика и рамки гальванометра [Л. 1]:

$$\varphi'' + 2\beta_1 \omega_{01} \varphi' + \omega_{01}^2 \varphi = -\frac{x''}{l};$$

$$\alpha'' + 2\beta_2 \omega_{02} \alpha' + \omega_{02}^2 \alpha = \frac{BaL\psi_2}{J_2 R_2} \varphi',$$

где φ , φ' , φ'' — угол поворота, угловая скорость и ускорение маятника вибродатчика;

α , α' , α'' — угол поворота, угловая скорость и ускорение рамки гальванометра;

ω_{01} , ω_{02} — собственные частоты колебаний;

β_1 , β_2 — степени успокоения;

x'' — вторая производная исследуемого перемещения;

l — приведенная длина маятника;

B — индукция в воздушном зазоре магнита маятника;

a — общая действующая длина обмотки катушки вибродатчика;

L — расстояние от центра катушки до оси вращения маятника;

J — момент инерции гальванометра;

ψ_2 — потокосцепление;

$$\sigma = \frac{R_2 R_2}{R_2 + R_2} \frac{R_2 R_2}{R_1 + R_B + R_2 + R_2} \text{ — коэффициент связи.}$$

Если заменить в уравнениях (1) $\varphi' = j\omega\varphi$, $\varphi'' = (j\omega)^2 \varphi$, $\alpha' = j\omega\alpha$... и решить их относительно α , то получим частное решение системы, которое описывает стационарные вынужденные ко-

¹ В их создании принимали участие Ю. М. Элькинд, А. П. Чистиков, Г. К. Легкий (ЦНИЭЛ МЭС), а также Д. А. Харин (Геофизический институт АН СССР).

лебания рамки гальванометра, происходящие с частотой ω исследуемых вибраций:

$$\alpha(j\omega) = \frac{BaL\psi_2 x \omega^3}{J_2 l R_2 [(\omega_{01}^2 - \omega^2) + j2\beta_1 \omega_{01} \omega] [2\beta_2 \omega_{02} \omega + j(\omega^2 - \omega_{02}^2)]} \quad (2)$$

Принимая в формуле (2) $x = 1$, получим выражение комплексной частотной характеристики вибрографа, которая после некоторых преобразований может быть представлена следующим образом:

$$K(jf) = V \left[\frac{1}{\sqrt{\left(\frac{f_{01}^2}{f^2} - 1\right)^2 + 4\beta_1^2 \frac{f_{01}^2}{f^2}}} \times \right. \\ \left. \times \frac{2\beta_2 \frac{f}{f_{02}}}{\sqrt{\left(\frac{f^2}{f_{02}^2} - 1\right)^2 + 4\beta_2^2 \frac{f^2}{f_{02}^2}}} \right] e^{-j(\gamma_1 + \gamma_2)}, \quad (3)$$

где $f = \frac{\omega}{2\pi}$;

$$V = \frac{BaL\psi_2 \sigma}{2J_2 l \beta_2 \omega_{02} R_2};$$

$$\gamma_1 = \arctg \frac{2\beta_1 \frac{f_{01}}{f}}{\frac{f_{01}^2}{f^2} - 1};$$

$$\gamma_2 = \arctg \frac{\frac{f^2}{f_{02}^2} - 1}{2\beta_2 \frac{f}{f_{02}}}.$$

Комплексная частотная характеристика полностью определяет все характеристики вибрографа. Выражение перед квадратными скобками представляет собой коэффициент увеличения вибрографа, а в квадратных скобках — амплитудно-частотную характеристику и $\gamma = -\gamma_1 - \gamma_2$ — фазо-частотную характеристику.

Амплитудно-частотная характеристика $K(f)$ определяется произведением двух сомножителей. Первый коэффициент представляет собой амплитудно-частотную характеристику вибродатчика,

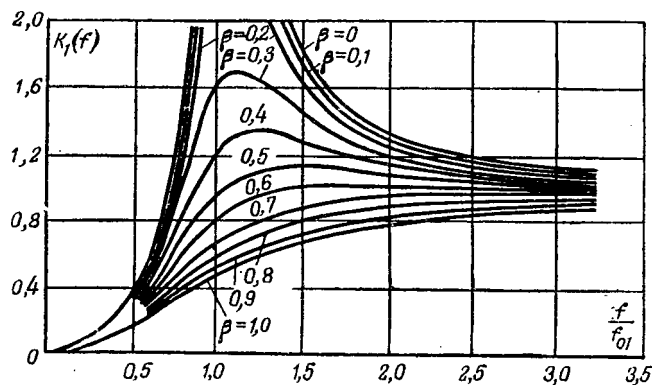


Рис. 2. Семейство амплитудно-частотных характеристик вибродатчика.

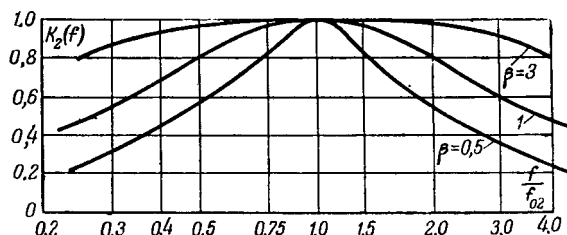


Рис. 3. Семейство амплитудно-частотных характеристик гальванометра.

а второй — амплитудно-частотную характеристику гальванометра, умноженную на $2\beta_2 \frac{f}{f_{02}}$. Обозначим их соответственно $K(f)$ и $K_2(f)$. При соответствующем выборе параметров, а. ч. х. вибродатчика и гальванометра в определенном частотном диапазоне незначительно отклоняются от линейных, параллельных оси абсцисс и примерно равны единице, т. е.

$$K_1(f) = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{f_{01}^2}{f^2} - 1\right)^2 + 4\beta_1^2 \frac{f_{01}^2}{f^2}}} = 1 - \delta_1; \quad (4)$$

$$K_2(f) = \frac{2\beta_2 \frac{f}{f_{02}}}{\sqrt{\left(\frac{f^2}{f_{02}^2} - 1\right)^2 + 4\beta_2^2 \frac{f^2}{f_{02}^2}}} = 1 - \delta_2, \quad (5)$$

и, следовательно, амплитудно-частотная характеристика вибрографа

$$K(f) = (1 - \delta_1)(1 - \delta_2) = 1 - \delta, \quad (6)$$

где δ , δ_1 и δ_2 — отклонения соответствующих амплитудно-частотных характеристик от единицы. В дальнейшем будем их называть погрешностями амплитудно-частотных характеристик.

На рис. 2 и 3 приведены семейства амплитудно-частотных характеристик вибродатчика и гальванометра, подсчитанные по формулам (4) и (5) для разных β . По этим же формулам можно определить низшую и высшую граничные частоты диапазона f_n и f_g , на которых погрешность амплитудно-частотной характеристики вибрографа δ не превышает заданную величину.

Компенсация погрешности амплитудно-частотной характеристики вибрографа в начале диапазона. На рис. 3 показано, что чем больше степень успокоения гальванометра, тем больше ширина частотного диапазона. Как уже говорилось, для расширения частотного диапазона необходимо взять гальванометр с большой собственной частотой. При этом амплитудно-частотная характеристика сдвинется в сторону высоких частот, погрешности в конце диапазона уменьшатся, а в начале диапазона возрастут. Однако амплитудно-частотная характеристика вибрографа может иметь минимальную погрешность и в начале диапазона при условии, что погрешности а. ч. х. гальванометра и вибродатчика имеют разные знаки и взаимно компенсируются.

Погрешность амплитудно-частотной характеристики вибродатчика имеет противоположный знак, если его степень успокоения $\beta_1 < 0,707$ (рис. 2).

Определим необходимое для компенсации соотношение погрешностей амплитудно-частотных характеристик вибродатчика и гальванометра. Полагая, что погрешности полностью компенсируются, т. е. $\delta = 0$, из формулы (6) получим:

$$\delta_1 = -\frac{\delta_2}{1 - \delta_2}. \quad (7)$$

Назовем δ_1 , вычисленное по формуле (7) и взятое с обратным знаком, приведенной погрешностью гальванометра и обозначим через δ'_2 .

Для определения параметров вибродатчика f_{01} и β_1 построим ряд графиков.

На рис. 4 приведена кривая погрешностей амплитудно-частотной характеристики гальванометра $\delta_2 = F\left(2\beta_2 \frac{f}{f_{02}}\right)$, вычисленная по формуле (5).

На рис. 5 приведены сплошными линиями кривые погрешностей вибродатчика $\delta_1 = F\left(\frac{f_{01}}{f}\right)$ для разных β_1 , вычисленные по формуле (4). Здесь же пунктиром нанесены кривые погрешностей гальванометра δ'_2 для разных значений $2\beta_2 \frac{f_{01}}{f_{02}}$.

Порядок построения их следующий: задаемся величинами $2\beta_2 \frac{f_{01}}{f_{02}}$ и $\frac{f_{01}}{f}$; по величине $2\beta_2 \frac{f}{f_{02}} = 2\beta_2 \frac{f_{01}}{f_{02}} : \frac{f_{01}}{f}$ на рис. 4 находим δ_2 . Пересчитываем эти величины по формуле (7) и строим семейство кривых $\delta'_2 = F\left(\frac{f_{01}}{f}\right)$ для заданных значений $2\beta_2 \frac{f_{01}}{f_{02}}$.

При помощи этих кривых определяются собственная частота f_{01} и степень успокоения β_1 вибродатчика. Порядок их определения покажем на примере.

Пусть гальванометр имеет следующие параметры: $f_{02} = 22$ гц, $R_{kp} = 810$ ом и $R_z = 38$ ом. Тогда, если $R_2 = 7$ ом, то

$$\beta_2 = \frac{R_{kp}}{R_z + R_2} = 18,$$

где R_{kp} — полное критическое сопротивление гальванометра.

Допустим, необходимо иметь амплитудно-частотную характеристику, параллельную оси абсцисс от 1 гц. По величине $2\beta_2 \frac{f}{f_{02}} = 2 \cdot 18 \cdot \frac{1}{22} = 1,64$ из графика (рис. 4) находим $\delta_2 = 0,145$. По формуле (7) определяем

$$\delta'_2 = \frac{0,145}{1 - 0,145} = 0,17 \text{ (17\%)}. \quad (17\%)$$

Проводим на рис. 5 прямую на уровне 17% до пересечения с одной из пунктирных кривых δ'_2 . Необходимо, чтобы эта кривая примерно совпала с одной из кривых δ_1 на участке вправо от точки пересечения. Кривые следует выбирать так, чтобы получить максимально возможную

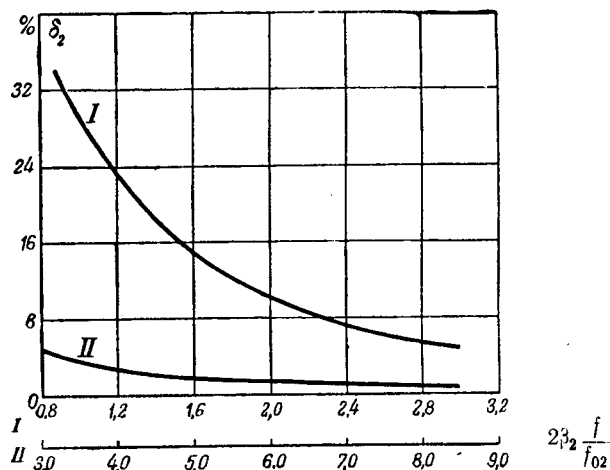


Рис. 4. Погрешность амплитудно-частотной характеристики гальванометра в начале диапазона.

величину f_{01} , так как при этом конструкция вибродатчика упрощается.

Выберем кривую δ'_2 , соответствующую $2\beta_2 \frac{f_{01}}{f_{02}} = 1$. Пересечение с ней определяет собственную частоту вибродатчика $\frac{f_{01}}{f} = 0,61$, т. е. $f_{01} = 1 \cdot 0,61 = 0,61$ гц.

Наиболее близко к этой кривой подходит кривая δ_1 , соответствующая $\beta_1 = 0,475$. Это есть степень успокоения, которую должен иметь вибродатчик.

Уточним низшую граничную частоту f_n , задавшись погрешностью амплитудно-частотной характеристики вибрографа в начале диапазона $\delta_n \leq 5\%$. Из рис. 5 находим, что разность ординат выбранных кривых, равная погрешности вибрографа $\delta_n = \delta'_2 - \delta_1 = 5\%$, будет при $\frac{f_{01}}{f_n} = 0,75$,

$$\text{откуда } f_n = \frac{0,61}{0,75} = 0,81 \text{ гц}.$$

По формуле (5) определим высшую граничную частоту, полагая, что $\delta_B \leq 5\%$; она оказывается

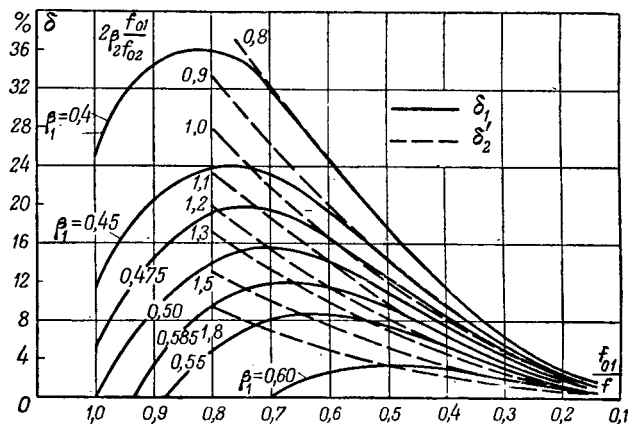


Рис. 5. Совмещенные кривые погрешностей амплитудно-частотных характеристик вибродатчика δ_1 и гальванометра δ_2 .

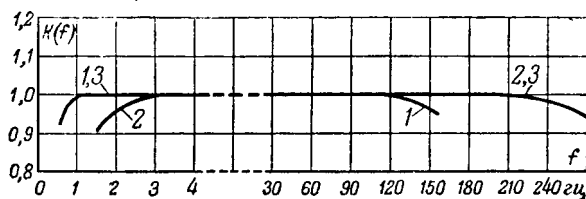


Рис. 6. Амплитудно-частотные характеристики вибрографа.

1 — со специальным гальванометром; 2 — со стандартным гальванометром без компенсации; 3 — со стандартным гальванометром с компенсацией.

равной $f_B = 264$ Гц. Таким образом, ширина частотного диапазона

$$n = \frac{f_B}{f_K} = \frac{264}{0,81} = 326.$$

При обычном выборе параметров вибродатчика, если $f_K = (3 - 5) f_{01}$ и $\beta_1 \approx 0,7$, погрешность вибрографа будет примерно равна погрешности гальванометра, т. е. $\delta \approx \delta_2$. Низшая граничная частота в этом случае, определенная по формуле (5), оказывается равной: $f_K = 1,83$ Гц, а ширина частотного диапазона $n = \frac{264}{1,83} = 144$. При-

мерно такой же величины получалась ширина частотного диапазона при применении низкочастотного гальванометра.

На рис. 6 приведены в качестве примера амплитудно-частотные характеристики вибрографов с коэффициентом увеличения $V = 500$. Таким образом, применение стандартного гальванометра взамен специального значительно расширило амплитудно-частотную характеристику в области верхних частот и повысило эксплуатационную надежность вибрографа, так как стандартный гальванометр имеет большую добротность. Кроме того, облегчилась тарировка вибрографа благодаря тому, что отпала необходимость в успокоительной катушке вибродатчика. Изменение степени успокоения вибродатчика β_1 и коэффициента увеличения осуществляется изменением сопротивлений R_1 и R_2 .

Литература

1. Е. Ф. Саваренский и Д. П. Кирнос. Элементы сейсмологии и сейсмометрии. Гостехиздат, 1955.
2. Д. А. Харин. Измерение вибраций гидроагрегатов и виброграф типа ВДЦ-1. Труды совещания по экспериментальному изучению механических усилий в гидрогенераторах. Госэнергоиздат, 1957.
3. Л. А. Владиславлев и Д. А. Харин. Вибрация гидроагрегатов в переходных режимах. Электрические станции, № 5, 1954.



Из опыта работы

Самосинхронизация гидрогенераторов с замедленной подачей возбуждения

Инж. С. Г. ФАТЮШЕНКО и инж. Б. М. ПЕТРОВ

Гидроэнергопроект

Быстрое включение резервных гидроагрегатов значительно повышает надежность работы энергосистемы, особенно в аварийных режимах.

В последние годы широкое распространение получила самосинхронизация гидрогенераторов с применением реле скольжения типа ИРЧ-01, позволившая значительно сократить по сравнению с точной синхронизацией время пуска агрегата и упростить схемы управления [Л. 1, 2, 3]. Однако, как показывает опыт наладки большого числа гидрогенераторов, имеется возможность еще больше сократить время включения их в сеть и упростить схемы самосинхронизации за счет увеличения пускового открытия направляющего аппарата турбины и включения генератора в сеть при помощи реле скорости при относительно больших скольжениях. В настоящей статье кратко излагаются особенности такого включения, разработанного авторами и практически осуществленного на многих гидрогенераторах.

Включение гидрогенераторов способом самосинхронизации с немедленной подачей возбужде-

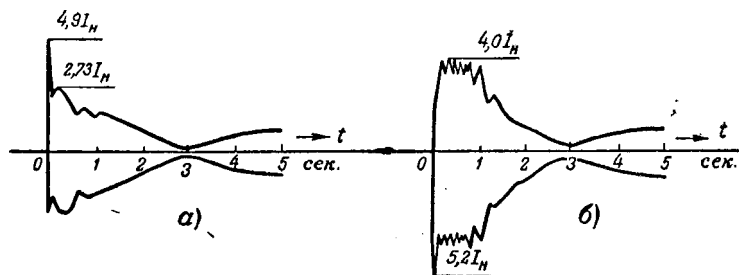
ния и применением реле скольжения ИРЧ-01 проходит успешно при скольжениях, не превышающих 4 ... 5%, и ускорениях ротора, не превышающих 1 ... 2 Гц/сек. В конце пуска этому ускорению соответствуют пусковые открытия направляющего аппарата от 10 до 15% в зависимости от типа поворотнолопастной турбины; при этом время пуска агрегатов большой мощности составляет 30 ... 50 сек и достигает иногда до 90 сек.

Дальнейшее увеличение скольжения и ускорения ротора в момент включения генератора в сеть приводит к ухудшению процесса самосинхронизации.

При малых ускорениях ротора возбуждение генератора с увеличением скольжения нарастает раньше, чем ротор подойдет к синхронной скорости. Вследствие этого увеличивается длительность протекания повышенных токов переходного процесса самосинхронизации и появляется знаменательный синхронный момент, вызывающий качания ротора, которые особенно велики при отсутствии успокоительных контуров на роторе

Рис. 1. Осциллограммы тока статора при начальных скольжениях 5% (а) и 15% (б) и включении возбуждения сразу же после включения генератора в сеть. Ускорение агрегата до включения в сеть примерно 1 гц/сек.

Гидрогенератор ВГС 700/100-48, 26,3 Мва, 10,5 кВ, 1450 а, $\cos \varphi = 0,8$, 125 об/мин, с продольно-поперечной успокоительной обмоткой на роторе. Турбина ПЛ-510-ВБ-500, 21,8 Мвт.



(рис. 1). Форсирование возбуждения и автоматическое регулирование напряжения значительно увеличивают токи переходного процесса.

Отрицательное влияние на процесс синхронизации преждевременного нарастания возбуждения особенно наглядно видно из осциллограмм, приведенных на рис. 2. В первом случае (рис. 2,а) асинхронный пуск агрегата с одновременным открытием направляющего аппарата турбины происходил без возбуждения. Машина синхронизировалась до включения возбуждения за счет реактивного момента. Во втором случае (рис. 2,б) асинхронный пуск происходил при включенном возбуждении. Возбуждение возросло еще до того, как генератор достиг синхронной скорости, поэтому колебания тока статора и его абсолютные значения больше, чем в первом случае.

При малом скольжении и ускорении ротора, большем 1,5 ... 2 гц/сек, скорость ротора генератора к моменту включения выключателя может быть выше синхронной и может продолжать увеличиваться некоторое время после включения. Как видно из рис. 3, это также ухудшает условия самосинхронизации.

Из изложенного следует, что для успешной самосинхронизации генератора необходимо, чтобы возбуждение генератора включалось при скольжениях s , равных или очень близких к нулю. При самосинхронизации с немедленной подачей возбуждения это условие требует соответствия величины скольжения, при котором производится включение генератора, ускорению ротора. Для схемы самосинхронизации с реле скольжения ИРЧ-01 такое соответствие выполнимо только при малых ускорениях ротора. При ускорениях, больших 1 ... 2 гц/сек реле ИРЧ практически не работает. Для схемы самосинхронизации с реле оборотов и немедленной подачей возбуждения это соответствие невыполнимо при любых ускорениях ротора, так как при этой схеме и неизменной уставке реле скольжение, при котором генератор включается в сеть, зависит только от частоты сети.

Авторами настоящей статьи было разработано и осуществлено на ряде гидроэлектростанций включение гидрогенераторов способом самосинхронизации при относительно большом скольжении и замедленной подаче возбуждения, которое

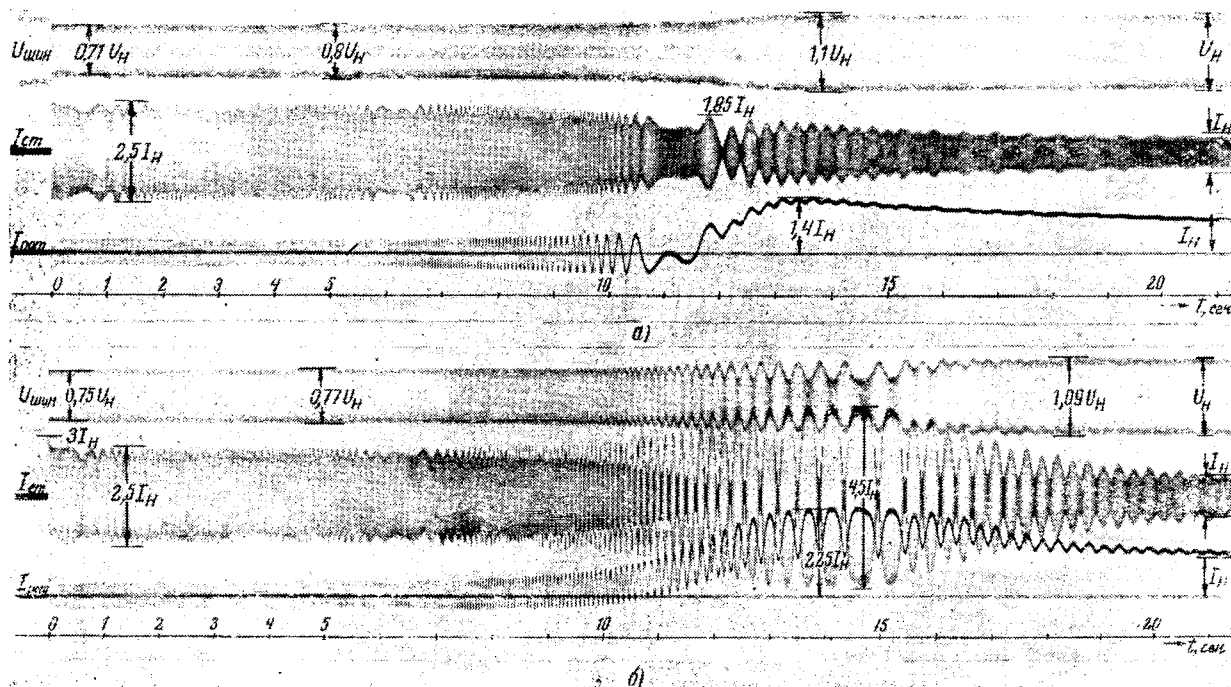


Рис. 2. Асинхронный пуск агрегата с одновременным открытием направляющего аппарата турбины. а — возбуждение включается при синхронной скорости; б — возбуждатель заранее подключен к ротору генератора. Генератор фирмы Вестингауз, 3 Мва, 63 кВ, 270 а, $\cos \varphi = 0,75$, $n = 66$ об/мин, с продольной успокоительной обмоткой на роторе.

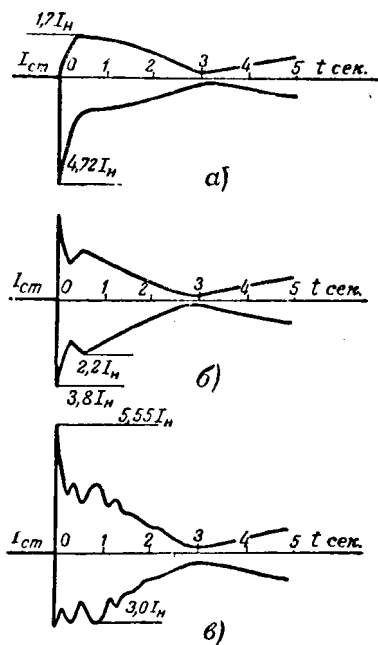


Рис. 3. Осциллограммы тока статора при ускорениях агрегата перед включением генератора в сеть 0,6 гц/сек (а); 1,5 гц/сек (б); 2,5 гц/сек (в) при скольжении 2% и одновременном включении возбуждения. Агрегат тот же, что на рис. 1.

дает минимальное время пуска агрегата. В основу такого способа включения положено известное свойство явнополюсных синхронных машин входить в синхронизм при малых нагрузках без возбуждения за счет реактивного момента. Пусковое открытие направляющего аппарата турбины при этом подбирается таким, чтобы обеспечивалось вхождение машины в синхронизм без возбуждения как при нормальной частоте в системе, так и при возможных аварийных понижениях частоты.

Как показали опыты, самосинхронизация генератора при этом в большинстве случаев проходит более спокойно, чем при немедленном включении возбуждения. Правда, ротор генератора может войти в синхронизм за счет реактивного момента не только при угле $\theta = 0^\circ (360^\circ)$, но и при $\theta = 180^\circ$. Однако это не представляет опасности, при подаче возбуждения ротор генератора без значительных колебаний смещается на одно полюсное деление (рис. 4).

Следует отметить, что в случае включения, осциллограмма которого представлена на рис. 4, подача возбуждения была излишне замедленной. В целях сокращения времени потребления реактивной мощности из сети возбуждение следовало бы включить примерно через 1,5 сек, когда скорость ротора практически была уже равна синхронной.

Время задержки включения возбуждения должно определиться в каждом конкретном случае при наладке схемы и аппаратуры, при включении машины в сеть. Для вхождения ротора генератора в синхронизм необходимо, чтобы максимальное значение реактивного момента было больше момента турбины при синхронной скорости, т. е.

$$\frac{U^2}{2} \left(\frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \right) > M_{изб} = T_i \frac{d\omega}{dt},$$

где $M_{изб}$ — избыточный динамический момент турбины;

T_i — постоянная инерции вращающихся частей агрегата;

$\frac{d\omega}{dt}$ — ускорение ротора генератора при синхронной скорости по разгонной характеристике, определяемой моментом турбины;

U — напряжение сети;

x_d — синхронное реактивное сопротивление генератора по продольной оси;

x_q — синхронное реактивное сопротивление генератора по поперечной оси.

Это условие должно соблюдаться как при нормальной, так и при пониженной частоте в системе.

Как показывает опыт, соответствующая реактивному моменту мощность, при которой генератор входит в синхронизм без возбуждения, для машин разных типов и мощностей в среднем составляет 25% номинальной мощности генератора, а открытие направляющего аппарата — от 30 до 50% полного открытия. При таком пусковом открытии направляющего аппарата время пуска сокращается более чем в 2 раза по сравнению с временем пуска при открытии, равном примерно 10...15%. Как показали опыты, дальнейшее увеличение пускового открытия практически не сокращает времени пуска, но ухудшает процесс самосинхронизации генератора, так как в этом случае для вхождения ротора в синхронизм требуется наличие синхронного момента.

При пуске агрегата по характеристике, соответствующей открытию, составляющему 30...40%, включение генератора целесообразно производить при скорости, равной примерно 80...90% номинальной. Возбуждение при этом подается после вхождения генератора в синхронизм, что может быть осуществлено либо с выдержкой времени в 1,5...2 сек после включения выключателя, либо в момент достижения генератором синхронной скорости при помощи реле скольжения, включенного в цепь ротора генератора.

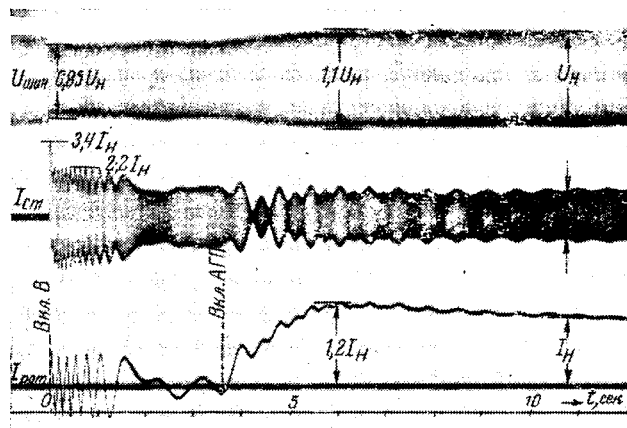


Рис. 4. Осциллограмма самосинхронизации генератора при включении с большим скольжением (12%) и задержкой включения возбуждения. Генератор тот же, что на рис. 2.



РО — реле остановки; КНА — контакты направляющего аппарата; В — контакты включения; АГП — контакты автомата гашения поля;
КУ — ключи управления; КР — ключ режима.

Включение генератора при скорости, равной 80 ... 90% номинальной, обеспечивает самосинхронизацию генераторов на подсинхронной скорости при аварийно низкой частоте в системе, равной примерно 45 гц, а также дает возможность применить простейшие схемы самосинхронизации с использованием реле оборотов. Дальнейшее увеличение скольжения, хотя несколько и сокращает время пуска за счет ускоряющего действия асинхронного момента, но без нужды увеличивает время асинхронного хода генератора, при котором из сети потребляется значительная реактивная мощность, а в случае машин, имеющих успокоительные обмотки, также и активная мощность.

На рис. 5 дана схема пуска и включения на параллельную работу гидрогенераторов, разработанная на основании изложенного способа самосинхронизации. Порядок работы схемы следующий: при подаче импульса на пуск одновременно включается соленоид пуска *СП* и реле пуска *РП*; соленоид пуска *СП* при своем включении осуществляет открытие направляющего аппарата примерно на 30...40% полного открытия; реле пуска подготавливает цепь реле напряжения *РН*, подключенного к напряжению генератора маятника регулятора; при скорости вращения агрегата, равной 80...85% номинальной, реле напряже-

ния *РН* срабатывает и подает импульс на включение выключателя генератора. Kontakтами выключателя замыкается цепь реле времени *РВ* на включение *АГП*; через заданное время реле *РВ* срабатывает и своими kontakтами включает *АГП* генератора; kontakтами *АГП* генератора вводятся цепи *АРН* и форсирования возбуждения, а также разбирается схема пуска агрегата.

Данная схема в отличие от схемы с реле разности частот ИРЧ-01 позволяет осуществить включение генератора при отсутствии напряжения в сети (на шинах), что иногда может оказаться необходимым при ликвидации аварий или при испытаниях.

Метод самосинхронизации гидрогенератора с замедленной подачей возбуждения испытан и внедрен на ряде гидроэлектростанций и дал положительные результаты.

Литература

1. И. И. Кодкин, Л. Г. Мамиконянц, Ю. М. Элькин и др. Самосинхронизация синхронных генераторов мощностью до 3000 квт. Госэнергоиздат, 1953.
2. Л. Г. Мамиконянц, Ю. М. Элькин и др. Включение на параллельную работу синхронных генераторов и компенсаторов способом самосинхронизации. Госэнергоиздат, 1952.
3. Труды ЦНИЭЛ, вып. IV. Госэнергоиздат, 1956.

[15. 6. 1955]

Схема защиты крановых установок, действующая при обрыве контактных проводов (троллеев)

Кандидат техн. наук М. М. СОКОЛОВ,
инж. Ю. Д. КАПУНЦОВ

В настоящее время наша промышленность выпускает краны с гибкими контактными проводами грузоподъемностью до 20 т со средним и легким режимами работы и до 5 ... 10 т с тяжелым режимом работы.

Следствием обрыва одного из контактных проводов могут явиться поражение электрическим током и выход из строя двигателя при работе его в однофазном режиме. Согласно правилам Котлонадзора, при обрыве одного из проводов напряжение, подводимое к ним, должно быть немедленно снято.

Существует несколько защит, действующих при обрыве одного из контактных проводов, по которым питается крановая установка. Однако эти защиты или не обеспечивают необходимой надежности (защита с защитным реле, включенным на конце контактных проводов), или громоздки и содержат чувствительные реле с коэффициентом возврата, близким к единице. В связи с этим возникла необходимость создать надежную защиту, действующую при обрыве контактных проводов.

На рис. 1 приведена схема защиты, в которой в качестве защитного реле используется телефонное реле типа РКН. Включение и отключение контактных проводов осуществляются посредством контактора K , катушка которого через кнопки Π и C и нормально закрытый контакт реле защиты P включается на две фазы силовой цепи.

На концах контактных проводов включены соединенные в звезды равные сопротивления R и R_1 , образующие искусственные нулевые точки O_1 и O_2 , между которыми через выпрямительный мост включена катушка реле защиты P .

При отсутствии обрыва контактного провода напряжения на соединенных в звезды сопротивлениях симметричны и равны напряжениям питающей сети, а разность потенциалов точек O_1 и O_2 равна нулю. Катушка реле обесточена, и нормально закрытый контакт реле в цепи катушки контактора остается замкнутым.

Во время работы крана обрыв контактного провода может произойти как до токоприемников (точка B_1), так и после них (точка B_2).

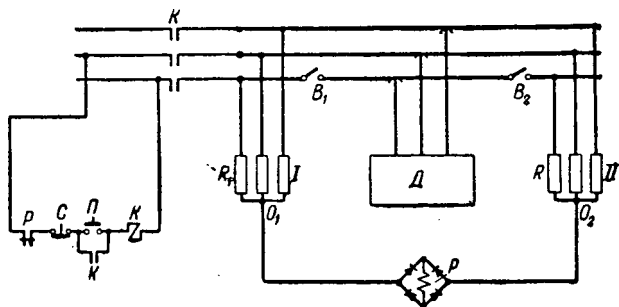


Рис. 1.

В первом случае напряжения на сопротивлениях звезды I останутся симметричными, а симметрия напряжений на сопротивлениях звезды II будет нарушена. Это нарушение произойдет за счет уменьшения по величине и сдвига по фазе напряжения фазы двигателя, подключенной к оборванному контактному проводу. Чем больше нагрузка двигателя, тем больше будет несимметрия, а следовательно, и разность потенциалов точек O_1 и O_2 и ток в катушке реле защиты. При холостом ходе двигателя несимметрия будет наименьшей и, следовательно, наименьшим будет ток в катушке реле.

Во втором случае напряжения на сопротивлениях звезды I также останутся симметричными, а симметрия напряжений на сопротивлениях звезды II будет нарушена за счет того, что напряжение на одной из фаз звезды окажется равным нулю. В этом случае разность потенциалов точек O_1 и O_2 будет максимальной.

Следовательно, наиболее тяжелым для работы защиты будет случай, когда контактный провод оборвался в точке B_1 (до токоприемника) и при этом двигатель работает вхолостую. Поэтому расчет сопротивлений R_1 и R будем вести для этого наиболее тяжелого случая.

На рис. 2 приведена расчетная схема для определения сопротивлений при известном токе срабатывания реле и сопротивлении его обмотки. Система уравнений для этого случая имеет следующий вид:

$$\dot{U}_{AB} = I_2 R_1 - I_1 R_1, \quad \dot{U}_{CA} = I_1 R_1 - I_3 R_1,$$

$$\dot{U}_{DB} = I_2' R - I_1' R;$$

$$\dot{U}_{CD} = I_1' R - I_3' R, \quad \dot{U}_{DA} = I_1 R_1 - I_0 r_0 - I_1' R;$$

$$I_1 + I_2 + I_3 + I_0 = 0, \quad I_1' + I_2' + I_3' = I_0.$$

Решив эту систему уравнений, получим выражение для суммы искомых сопротивлений:

$$R_1 + R = \frac{\dot{U}_{CA} - \dot{U}_{AB} - \dot{U}_{CD} + \dot{U}_{DB} - 3\dot{U}_{DA}}{I_0} - 3r_0. \quad (1)$$

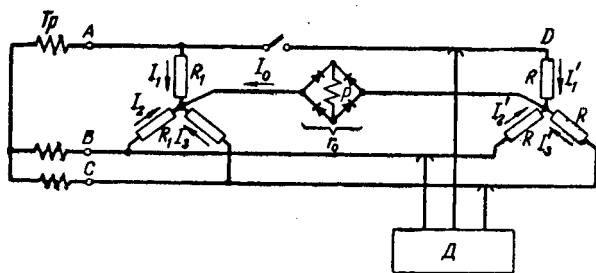


Рис. 2.

Г. Р. Кирхгофф

*Доктор техн. наук, проф. А. В. НЕТУШИЛ,
доктор физ.-матем. наук, проф. В. А. ФАБРИКАНТ
Московский энергетический институт*

Густав Роберт Кирхгофф родился 12 марта 1824 г. в Кенигсберге. Здесь он закончил университет, получив блестящее физико-математическое образование. Учителями Кирхгоффа были крупнейшие немецкие математики XIX в. Ф. В. Бессель, К. Г. Якоби и Ф. Э. Нейман.

Под руководством Ф. Э. Неймана Кирхгофф специализировался как физик и, получив степень доктора, в 1847 г. был зачислен приват-доцентом Кенигсбергского, а затем Берлинского университета. В 1850 г. он получил место экстра-ординарного профессора в Бреслау, а в 1854 г. занял место ординарного профессора в Гейдельбергском университете, где и работал до 1875 г. В этом году он возглавил кафедру математической физики Берлинского университета. В 1861 г. Кирхгофф был избран корреспондентом Берлинской академии наук, в 1862 г. — членом-корреспондентом Петербургской академии наук, а в 1870 г. — корреспондентом Парижской академии наук. В 1874 г. Кирхгофф был избран членом Берлинской академии.

Значительный период научной деятельности Кирхгоффа связан с Гейдельбергским университетом, где в то время были сосредоточены очень крупные научные силы. В Гейдельберге работали Г. Л. Гельмгольц, Р. В. Бунзен и др.

Посещавшему лекции в Гейдельбергском университете русскому физику А. Г. Столетову принадлежат следующие теплые воспоминания о Кирхгоffe как о своем учителе.

«Простота общения и неутомимая внимательность в отношении к учащимся, постоянная деятельность и самообладание мысли, дар сжа-



той, но отчетливой речи — вот что поражало нас в Кирхгоffe. Во всем сказывается сильная воля, чувство долга, высокое — и чуждое высокомерия — самолюбие... Поучительно видеть ту аккуратность, с какой Кирхгофф ведет свои бумаги, красивым и неспешным почерком записывает in extenso все продуманное и сделанное. Видишь, что эта глубина и точность мысли дались не вдруг и не даром: она — плод упорной работы над собой» [Л. 1].

Умер Г. Р. Кирхгофф 17 октября 1887 г.

* * *

Начало научной деятельности Кирхгоффа связано с периодом быстрого развития естествознания в Германии, отстававшей в сороковых годах прошлого столетия от Англии и Франции.

Крупнейшие научные открытия в области учения об электричестве и свете, сделанные Ньютоном, Фарадеем, Ампером, Омом, Ленцом и Джоулем, требовали дальнейшего количественного описания этих явлений, математического анализа наблюдаемых в природе процессов и создания расчетных методов, необходимых для решения практических задач.

Однако переход от описательной физики к математической встречал возражения натурфилософов-идеалистов, видевших в физике широкое поле для самых невероятных фантазий.

Перед физиками стояла трудная задача, требующая органического слияния теоретической пронизательности с искусством экспериментатора. Одним из ученых, блестяще сочетавших эти качества, был Г. Р. Кирхгофф.

Если питающая линия имеет нулевой провод, то достаточно одной звезды сопротивлений **III**. В этом случае сопротивление

$$R = \frac{\dot{U}_{CA} - \dot{U}_{AB} - \dot{U}_{CD} + \dot{U}_{DB} - 3U_{DA}}{I_0} - 3r_0. \quad (2)$$

Методика расчета сопротивлений схемы защиты была проверена на различных типах двигателей в лаборатории электрооборудования промышленных предприятий Московского энергетического института.

В настоящее время такая защита установлена и надежно работает на лабораторной двухтонной кран-балке с управлением из кабины.

Схема может быть использована для защиты электродвигателей при перегорании плавкой вставки на одной из фаз. Возможно несколько вариантов схем защиты в зависимости от соединения обмотки двигателя и питающего трансформатора.

[17.4. 1957]



Его первая работа, написанная в возрасте 21 года, представляла собой исследование «О протекании электрического тока через плоскую пластину, например, круглой формы» [Л. 2].

В примечаниях к этой работе были впервые сформулированы два знаменитых закона Кирхгофа, на которых в настоящее время зиждется теория электрических цепей. Еще при жизни Кирхгофа его законы вошли во все курсы математической физики и широко применялись электротехниками всех стран. В Русской литературе первое наиболее полное и обоснованное изложение этих законов или теорем было дано И. И. Боргманом и О. Д. Хвольсоном [Л. 3 и 4].

В этом же мемуаре Кирхгофа наряду с изложением его законов был описан эксперимент, являющийся первым примером моделирования потенциального плоскопараллельного поля в проводящей среде. При помощи электроскопа Кирхгофф исследовал линии равного потенциала, наблюдаемые в круглой пластине из медной фольги при подведении тока к двум точкам края этой пластины. Он показал экспериментально и теоретически, что эти линии являются окружностями.

Дальнейшие работы Кирхгофа посвящены рассмотрению токов в проводящих средах и в системе линейных проводников, причем здесь впервые проводится рассмотрение токов в проводящих средах, исходя из тех же положений, что и в электростатике, и показывается полная аналогия электрического поля в проводниках и диэлектриках.

В работах, посвященных исследованию общего закона наведения токов, открытого Нейманом, а также установлению количественных соотношений, связанных с явлением электромагнитной индукции и изучением переходных процессов, Кирхгофф близко подошел к результатам, полученным одновременно В. Вебером.

Большое значение имеют дальнейшие исследования Кирхгофа по распространению электричества по проводам. В работе, опубликованной им в 1857 г., получено решение уравнения телеграфистов и дано представление о распространении прямой и обратной «электрических волн» вдоль линии со скоростью, весьма близкой к скорости света. Так была обнаружена общность распространения электрических и световых волн, которая послужила основанием для единой теории тех и других явлений, созданной Д. К. Максвеллом около десяти лет спустя.

До сих пор не потеряли значения и такие математические работы Кирхгофа, как, например, расчет емкости дисковых конденсаторов (1877 г.) [Л. 2 и 5]. Развивая работы Гельмгольца, Кирхгофф применил теорему Шварца для расчета краевого эффекта и определения емкости дисковых конденсаторов.

В результате ряда остроумных математических приемов он получил весьма простые формулы, позволяющие приближенно рассчитать емкость конденсатора с учетом краевого эффекта. Этими формулами широко пользуются и в настоящее время при расчете удельных параметров ди-

электриков на основании измерения емкости конденсатора, образованного двумя дисками с помещенной между ними пластиной исследуемого материала.

Второе известное исследование Кирхгофа, относящееся к расчету электрических полей, посвящено изучению распределения зарядов на поверхности двух заряженных шаров различных диаметров. Эта работа изложена в двух мемуарах, напечатанных в 1861 и 1886 гг. [Л. 2 и 6]. Полученное решение доведено до легко рассчитываемого ряда, который и проще и пригоден для меньших расстояний между шарами, чем решение этой задачи, данное В. Томпсоном.

В последние годы жизни Кирхгофф провел очень интересные теоретические исследования, связанные с взаимодействием электрических и магнитных полей, с одной стороны, и механическими напряжениями и деформациями — с другой, изучал законы, описывающие явления электрострикции и магнитострикции.

Наряду с работами по теории электричества и магнетизма Кирхгофф много сделал в области механики сплошных сред. Здесь решение ряда задач о колебаниях упругих тел, о движении тел в жидкости, о струях и о волнах тяжелой жидкости. Решения, даваемые Кирхгоффом, отличались простотой и изяществом. Механика для Кирхгофа представляла не только самостоятельный интерес, но была для него основой всех представлений остальной физики.

Привлекают внимание работы Кирхгофа по теории диффузии газов сквозь пористые стенки, по теплопроводности и по механической теории тепла. В оптике Кирхгоффу удалось доказать теорему, носящую его имя и имеющую исключительную важность для обоснования волновой оптики. До Кирхгофа принцип Гюйгенса—Френеля, лежащий в основе волновой оптики, не имел ни строгой формулировки, ни ясного физического обоснования. В этом принципе речь идет о вторичных источниках световых волн, как бы вспыхивающих на пути распространения световой волны. Процесс распространения световой волны сводится к сложению вторичных волн, испущенных этими источниками. Такими вторичными источниками в веществе являются атомы и молекулы, но в вакууме введение вторичных источников представляет просто расчетный прием и не всегда притом верный. Кирхгофф в мемуаре «О световых лучах» (1883 г.) вывел из дифференциального волнового уравнения при помощи теоремы Грина—Остроградского принцип Гюйгенса—Френеля и показал, при каких условиях этот принцип можно применять. При этом были уточнены свойства вторичных источников, фигурирующих в принципе Гюйгенса—Френеля. В настоящее время теорема Кирхгофа служит основой для расчета огромного числа диффракционных задач в оптике и в радиотехнике.

Творчество Кирхгофа удивляет своей разносторонностью. Он не только занимался теоретическими проблемами в таких далеких между собой областях физики, как электричество, механика и оптика, но и проявил себя блестящим экспери-

ментатором, открывшим совместно с Бунзеном метод спектрального анализа. В небольшом мемуаре Кирхгоффа «О фраунгоферовых линиях» (1859 г.) описаны проведенные им весьма убедительные опыты по отождествлению фраунгоферовых линий в солнечном спектре с линиями поглощения пламен бунзеновской горелки, окрашенных солями щелочных металлов. В этом мемуаре четко формулируется возможность спектрального анализа не только земных объектов, но и атмосферы солнца и других звезд. Это открытие Кирхгоффа и Бунзена вызвало сенсацию, и сразу же возникла острая полемика по вопросу о приоритете. Кирхгофф опубликовал в 1862 г. подробный очерк истории спектрального анализа, в котором обосновал свое право на приоритет. Сейчас трудно назвать область промышленности и сельского хозяйства, где не применялся бы метод спектрального анализа. С другой стороны, установление того факта, что каждый химический элемент имеет свой характерный спектр, сыграло решающую роль в развитии современного учения о строении атома.

Сочетание в Кирхгоффе теоретика и экспериментатора привело еще к одному замечательному результату. Кирхгофф экспериментально установил тесную связь между линиями испускания и линиями поглощения различных пламен. Подойдя к этому же вопросу теоретически, Кирхгофф заложил фундамент всей теории излучения, сформулировав в 1859 г. основной закон, носящий его имя: «отношение испускательной способности тела к его поглощательной способности не зависит от природы тела». Это отношение представляет универсальную функцию длины волны и температуры.

Закон Кирхгоффа сейчас имеет самое широкое применение в физике и технике. Кирхгофф ввел понятие абсолютно черного тела и показал, что упомянутое выше отношение равно испускательной способности абсолютно черного тела. Он обратил внимание на важность нахождения закона распределения энергии в спектре абсолютно черного тела. Рэлей и Джинс пытались решить эту проблему методами классической физики, что привело к знаменитой «фиолетовой катастрофе» (резкое расхождение теории с опытом в области коротковолновых фиолетовых лучей). Планк решил в 1900 г. проблему Кирхгоффа, введя представление о квантах, легшее в основу современной физики. Таким образом, проблема Кирхгоффа послужила мощным импульсом для дальнейшего развития физики.

Занимаясь широким кругом физических проб-

лем, Кирхгофф, естественно, интересовался и гносеологическими вопросами. В его лекциях по теоретической физике имеется ряд философских высказываний, свидетельствующих о материалистической платформе, на которой стоял Кирхгофф. Правда, он, как и многие естествоиспытатели того времени, был механистическим материалистом и верил в сводимость всех физических явлений к чисто механическим движениям.

Махисты неоднократно пытались укрепить свои позиции при помощи авторитета Кирхгоффа. При этом они обычно ссылались на одну фразу из лекций Кирхгоффа по механике, в которой он говорил, что задача физики состоит в том, чтобы «описывать наиболее полно и простейшим образом совершающиеся в природе движения».

В. И. Ленин в «Материализме и эмпириокритицизме»¹ по этому поводу заметил, что «экономия мысли», из которой Мах в 1872 году выводил существование *одних только* ощущений... приравнивается к простейшему *описанию (объективной реальности, в существовании которой Кирхгофф и не думал сомневаться!)*» Этими словами Ленин подчеркнул, что с точки зрения основного философского критерия Кирхгофф безусловно был материалистом, ибо он признавал существование материи, как объективной реальности.

Л. Больцман писал в предисловии к посмертному сборнику трудов Кирхгоффа, что: «Главной целью, к которой Кирхгофф стремился в своих трактатах и лекциях, было построение теоретической физики на возможно более ясных принципах и укрепление и усовершенствование ее методов» [Л. 6]. Кирхгофф много сделал в достижении этой трудной и важной цели.

Имя Кирхгоффа занимает почетное место в ряду великих естествоиспытателей XIX в. и навсегда останется в истории науки.

¹ В. И. Ленин. Соч. т. 14, стр. 158.

Литература

1. А. Г. Столетов, Г. Р. Кирхгофф. Статья в журнале «Природа», 1873 г., воспроизведена в собрании сочинений, т. II, ГТТИ, 1941.
2. C. Kirchhoff. Gesammelte Abhandlungen, Leipzig, 1882.
3. И. И. Боргман. Курс теории электричества. т. I, II, Петербург, 1894.
4. О. Д. Хвольсон. О выводе II теоремы Кирхгоффа. Электричество, стр. 53—54, № 7, 1888.
5. G. Kirchhoff. Vorlesungen über mathematische Physik. Leipzig, 1876.
6. C. Kirchhoff. Gesammelte Abhandlungen Nachtrag, собрано Л. Больцманом, Leipzig, 1891.



О ПЕРСПЕКТИВАХ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПОСТОЯННОГО ТОКА В СОВЕТСКОМ СОЮЗЕ

(статья Н. М. Мельгунова, „Электричество“, № 2, 1957)

Кандидат техн. наук, доц. Г. И. ДЕНИСЕНКО

Львовский политехнический институт

Содержащиеся в статье Н. М. Мельгунова соображения основываются на том, что наиболее перспективным для передачи больших мощностей на далекие расстояния, якобы, является постоянный ток высокого напряжения. Передачам постоянного тока приписывается ряд преимуществ, которыми в настоящее время они в действительности не обладают.

Существует мнение, что основным достоинством передач постоянного тока является то, что они снимают проблему устойчивости параллельной работы электрических установок. Однако это мнение правильно только в том случае, когда линия постоянного тока соединяет две электрические станции, не связанные с другими источниками питания линиями трехфазного тока. При наличии таких связей во время опрокидывания инвертора могут иметь место такой избыток мощности первичных двигателей в передающей системе и такой дефицит активной мощности в приемной системе, что возникнут качания генераторов со всеми последствиями, вплоть до полного нарушения параллельной работы. При этом потеря устойчивости внутри систем тем вероятней, чем больше мощность передачи постоянного тока в сравнении с мощностью передающей и приемной систем. Если учесть, что передачи постоянного тока мыслится строить на большие мощности, вопросы устойчивости могут приобрести первостепенное значение.

При сравнении передач постоянного и переменного тока обычно исходят из того, что при одном и том же уровне изоляции напряжение передачи постоянного тока может быть принято больше, чем переменного. В то же время известно, что при заданном уровне изоляции рабочее напряжение линии сверхвысокого напряжения в основном определяется монокоразрядным испытательным напряжением и кратностью коммутационных перенапряжений. Монокоразрядное же напряжение при постоянном токе ниже, чем при переменном, и, по данным Ленинградского политехнического института, для гирлянд изоляторов ПП-7 составляет 0,735 амплитудного значения монокоразрядного напряжения при переменном токе. Таким образом, следует признать неправильным и широко распространенное мнение о том, что при заданном уровне изоляции линии и кратности коммутационных перенапряжений напряжение передачи постоянного тока может быть взято в $\sqrt{2}$ раз больше, чем передачи переменного тока.

Далее предполагается, что величина внутренних перенапряжений в передачах постоянного тока будет ниже, чем в передачах переменного тока, и не превысит двукратной величины рабочего напряжения линии. Однако проведенные в ряде институтов исследования показывают практическую возможность уменьшения внутренних перенапряжений и в передачах переменного тока до 1,5...2,4-кратной величины рабочего напряжения [Л. 2, 3]. Поэтому следует признать, что внутренние перенапряжения в передачах постоянного и переменного тока примерно одинаковы. А вместе с этим признаком отпадает и положение о том, что при одинаковом уровне изоляции напряжение передачи постоянного тока выше напряжения передачи переменного тока.

По указанным причинам отпадает и обычно выдвигаемое положение о том, что по линии постоянного тока с данной изоляцией можно передать значительно большую мощность, чем по линии переменного тока с той же изоляцией. Нетрудно также показать, что если передаваемая мощность, действующее напряжение и процент потерь сравниваемых линий постоянного и переменного тока одинаковы, то суммарное сечение проводов линии трехфазного тока, рассчитанной на передачу натуральной мощности, будет равно суммарному сечению проводов линии посто-

янного тока, рассчитанной на передачу той же мощности. Но так как при передаче одной и той же мощности потери на преобразовательных подстанциях постоянного тока значительно больше, чем на подстанциях переменного тока [Л. 1], то, очевидно, при одинаковых условиях сечение проводов линии постоянного тока должно быть больше сечения проводов линии переменного тока. Этим ставится под сомнение обычно выдвигаемый тезис, что линии постоянного тока во всех случаях дешевле линий переменного тока.

Считается далее, что передачи постоянного тока обладают некоторыми преимуществами в отношении короны. Но если учесть, что на дальних электропередачах трехфазного тока применяется расщепление проводов, то для таких же передач постоянного тока отпадает и это преимущество.

Таким образом, на современном этапе передачи постоянного тока не имеют преимуществ перед передачами переменного тока. Но вместе с этим им свойственны весьма крупные недостатки, связанные с их построением, поэтому следует весьма вдумчиво и обоснованно подходить к определению области применения передач постоянного тока.

Главный из этих недостатков состоит в том, что при передаче электрической энергии постоянным током возникает необходимость в дополнительном по сравнению с передачей переменным током двукратном ее преобразовании. В связи с этим появляются довольно громоздкие и сложные преобразовательные подстанции, которые не только увеличивают стоимость передачи, но и усложняют ее эксплуатацию, уменьшают надежность ее работы.

Наличие этого недостатка можно подтвердить данными проекта первой промышленной передачи постоянного тока Сталинград — Донбасс [Л. 1].

Стоимость запроектированных преобразовательных подстанций этой передачи примерно на 100 млн. руб. выше стоимости подстанций с автотрансформаторами передачи переменного тока напряжением 500 кВ. На них будет установлено 224 ртутных выпрямителя, требующих ухода, наблюдения и ремонтов. Это означает, что численность обслуживающего персонала на подстанциях постоянного тока и его квалификация должны быть значительно выше, чем на подстанциях переменного тока. Кроме того, наличие большого числа выпрямителей и других элементов явится дополнительным источником аварий и неполадок, снижающих надежность работы передачи. Площадь территории, которую будут занимать подстанции постоянного тока, в несколько раз больше площади подстанций переменного тока, что также делает их эксплуатацию более сложной.

Кроме преобразовательных устройств, на подстанциях постоянного тока придется установить довольно мощные источники реактивной мощности (0,5...0,75 квар на каждый киловатт передаваемой мощности), которые должны будут покрывать потребность преобразователей со стороны приемных шин в реактивной энергии. Капиталовложения, которые потребуются для этого, соизмеримы со стоимостью преобразовательных устройств.

Наличие в передаче постоянного тока указанных преобразовательных и компенсирующих устройств приведет к значительному увеличению потерь. Например, потери энергии на преобразовательных подстанциях передачи постоянного тока напряжением 800 кВ при передаче по ней мощности в 750 Мвт на расстояние примерно 500 км будут в 2,3 раза больше, чем потери на подстанциях передачи переменного тока 400 кВ той же пропускной способности. Поэтому, несмотря на столь высокое напряжение линии постоянного тока, суммарные потери в ней будут все же несколько выше, чем в передаче переменного тока 400 кВ [Л. 1].

Передачи постоянного тока не могут быть признаны перспективными, так как интересы развития электрифика-

ции СССР требуют сооружения линий с промежуточными отборами мощности, обеспечивающими возможность широкой электрификации районов, расположенных на трассе этих линий. Если предположить, что такие отборы от линий постоянного тока будут осуществляться путем сооружения промежуточных преобразовательных подстанций, то дальнюю передачу постоянного тока можно представить состоящей из нескольких участков, примерно равноценных в отношении стоимости и потерь передаче Сталинградская ГЭС—Донбасс. Очевидно, если не имеют преимуществ отдельные участки передачи, то не будет иметь их и передача в целом. Не будет иметь преимуществ передача постоянного тока и в том случае, если промежуточные отборы мощности будут осуществляться посредством линий переменного тока, строящихся параллельно линии постоянного тока.

В статье Н. М. Мельгунова приводятся общие соображения о целесообразности применения передач постоянного тока для передачи мощностей порядка 5 Гвт на расстоянии свыше 1 000 км. Однако Н. М. Мельгунов умалчивает о том, что на подстанциях таких передач даже при наличии ртутных выпрямителей на максимальные напряжения 180 ... 200 кВ и токи 2 000 ... 2 500 а понадобятся установить около 400 вентилялей. При этом мощность компенсирующих устройств со стороны приемной подстанции составит около 3 Гвт. Подобные передачи будут присоединяться к энергосистемам при помощи специальных трансформаторов, суммарная мощность которых на каждом конце передачи должна быть равна полной пропускной способности передачи, т. е. 10 Гвт. Для сглаживания пульсаций в цепи выпрямленного тока придется устанавливать реакторы большой мощности. Несомненно, что стоимость всех этих устройств не может идти ни в какое сравнение со стоимостью оборудования подстанций передач переменного тока с автотрансформаторами. Поэтому заявление Н. М. Мельгунова о том, что при большой дальности и величине передаваемой мощности подстанционные устройства передач переменного тока всегда будут дороже подстанционных устройств соответствующих передач постоянного тока, вызывает только удивление.

Следует особо остановиться на технико-экономическом сравнении передач постоянного тока с передачами переменного тока. Нам кажется, что в этом вопросе Научно-исследовательский институт постоянного тока и Теплоэлектропроект, выполняющие проект передачи постоянного тока Сталинградская ГЭС—Донбасс, не проявляют необходимой объективности.

При сравнении передач переменного и постоянного тока Сталинградская ГЭС—Донбасс следовало бы рассматривать передачу переменного тока напряжением не 400 кВ, а по крайней мере 500 кВ. Тогда нетрудно было бы убедиться, что передача переменного тока потребовала бы капиталовложений примерно на 100 млн. руб. меньше, а ее эксплуатационные расходы были бы значительно ниже, чем в случае передачи энергии постоянным током. При объективном сравнении экономических показателей передач следовало бы учитывать стоимость линий переменного тока, которые потребуются для связи с источниками мощности, расположенными вдоль трассы передачи постоянного тока Сталинградская ГЭС—Донбасс. Кроме того в проекте учтена неполная стоимость преобразовательной подстанции со стороны Сталинградской ГЭС.

При правильном выборе уровней изоляции сравниваемых передач и проведении технико-экономических расчетов с учетом сделанных выше замечаний передачи постоянного тока не будут иметь экономических преимуществ перед передачами переменного тока. А если в некоторых случаях и будет получен некоторый эффект, то он не оправдывает тех огромных средств, которые будут затрачены на разработку и освоение передач постоянного тока.

Высказанными выше соображениями объясняется, почему мощные передачи постоянного тока не получили применения и в зарубежной практике. Даже в Швеции с ее высокоразвитой электротехнической промышленностью и наличием высоковольтных вентилялей в ближайшем будущем не предусматривается сооружения мощных передач постоянного тока. Построенная в Швеции небольшая кабельная передача постоянного тока, связывающая мате-

рик с о. Готланд, экономически оправдана, но ее следует рассматривать как исключение.

Для условий Советского Союза следует считать более дешевыми, надежными и простыми передачи переменного тока. Преимущество их состоит в том, что в этом случае производится, передается и распределяется электроэнергия одного рода тока. В сравнении с передачами постоянного тока они не требуют дорогостоящих преобразовательных устройств.

В недалеком прошлом передачи переменного тока обременены тем известным недостатком, что при увеличении дальности передачи величина передаваемой по ним мощности падала, а капиталовложения, необходимые для их сооружения, возрастали. В связи с этим, по существу, и возникла проблема передачи энергии постоянным током. Однако в настоящее время для повышения пропускной способности передач переменного тока применяется целый ряд мероприятий, которые раньше либо не были известны, либо были слабо разработаны. Применение этих мероприятий в сочетании с промежуточными источниками питания или синхронными компенсаторами значительно увеличивает пропускную способность передач переменного тока и повышает экономичность их работы. Кроме того, передачи трехфазного тока таят в себе большие производственные резервы, использование которых позволит значительно расширить область их применения и сэкономить огромные народные средства, исчисляемые сотнями миллионов рублей.

Литература

1. В. П. Пименов, А. В. Поссе, А. М. Рейдер, С. С. Рокотян и В. Е. Турецкий. Электропередача постоянного тока Сталинградская ГЭС—Донбасс. Электрические станции, № 11, 1956.

2. А. К. Герцик. Соображения по выбору уровней испытательных и разрядных напряжений изоляции оборудования подстанции и ЛЭП 600 кВ. Межвузовская научно-техническая конференция по дальним передачам. Тезисы докладов. Изд. Ленинградского политехнического института, 1956.

3. З. В. Щербачев. Перспективы снижения уровня изоляции дальних электропередач с помощью применения специальных мер по ограничению внутренних перенапряжений. Межвузовская научно-техническая конференция по дальним электропередачам. Тезисы докладов. Изд. Ленинградского политехнического института, 1956.

Кандидат техн. наук Н. Н. КРАЧКОВСКИЙ

Москва

В статье Н. М. Мельгунова затронут ряд важных вопросов, требующих дальнейшего обсуждения.

Вопрос о промежуточном отборе мощности от дальних и сверхдальних электропередач следует рассмотреть применительно к передачам от гидроэлектростанций.

Волжские, камские и днепровские гидроэлектростанции работают в пиковом и полупиковом режимах, т. е. в течение 6 ... 8 ч в сутки (ночное время) их энергия не передается в систему. Поэтому районы, которые питаются энергией от транзитной электропередачи и не имеют собственных тепловых станций, должны в эти часы получать необходимую мощность от тепловых станций приемной системы. Это улучшает режим работы последних и на первый взгляд представляется целесообразным. Однако это не всегда справедливо.

Для электропередачи Сталинградская ГЭС—Донбасс реверсивный режим, безусловно, выгоден, так как Донбасс является районом с избытком топлива. Иное дело электропередача Сталинградская ГЭС—Москва. Тепловые станции Московской энергосистемы частично работают на местном топливе, запасы которого ограничены, и частично на привозном донецком угле. В данном случае необходима проверка экономической целесообразности реверсивного режима.

Гидроэлектростанции обычно вводятся на полную мощность в сравнительно короткий срок (1,5 ... 2 года). Местный же район, как правило, не может так быстро развить свое электропотребление. Поэтому в первые годы работы гидроэлектростанции большая часть ее мощности будет отдаваться в приемную систему, которая не всег-

да может поглотить всю передаваемую от гидроэлектростанции энергию. В этом случае промежуточный отбор мощности целесообразен, и затраты окупаются в течение нескольких лет.

В техническом проекте электропередачи 400 кВ Сталинградская ГЭС—Москва (1955 г.) предусматривался отбор мощности в трех пунктах, но расчет устойчивости и выбор мощности компенсирующих устройств производились из расчета передачи всей мощности в Москву, т. е. для наиболее тяжелых условий. Появление через некоторое время после пуска гидроэлектростанции промежуточного отбора приведет к уменьшению мощности, передаваемой в Москву, а следовательно, к ухудшению экономических показателей конечного участка электропередачи из-за неполного его использования.

Чтобы вынести правильное суждение о целесообразности промежуточного отбора, необходимо правильно распределить затраты, а именно: к затратам на собственно промежуточные подстанции добавить часть общих затрат на линию и повысительную подстанцию, пропорциональную отбираемой мощности. По тому же проекту электропередачи Сталинградская ГЭС—Москва стоимость, например, Липецкой подстанции, не имевшей установки продольной компенсации, определена приблизительно в 90 млн. руб. Если же к этому добавить часть затрат на линию и повысительную подстанцию, то стоимость приблизительно удвоится и составит около 900 руб. на 1 кВА мощности подстанции. Такую стоимость следует признать весьма высокой.

Гидроэлектростанции на Енисее и Ангаре в отличие от волжских будут иметь не только сезонное, но частично и многолетнее регулирование, число часов их использования будет равно примерно 6 000. Однако из-за очень большой длины линии электропередачи (2 000 км) удельная стоимость передачи все же высока. При напряжении 600 кВ она составит, как показали подсчеты автора, около 1 300 руб./кВт, т. е. будет выше стоимости установленного киловатта на сверхмощной тепловой станции Урала, равной 1 000 руб./кВт. Поэтому передавать на Урал только энергию Енисейской ГЭС невыгодно.

В Восточной Сибири имеются наиболее дешевые в СССР угли, разрабатываемые открытым способом, на базе которых намечается построить сверхмощные тепловые станции, стоимость энергии которых будет примерно в 2 раза ниже, чем на аналогичных уральских тепловых станциях. Поэтому целесообразно передавать из Восточной Сибири на Урал, кроме энергии гидроэлектростанций, энергию этих тепловых станций, доведя за счет этого число часов использования электропередачи при выбранной максимальной расчетной величине передаваемой мощности (по двум ценам 600 кВ 3,5 Гвт) до 7 500...8 000.

Вопрос об отборе мощности от такой электропередачи, или точнее о связи ее с промежуточной энергосистемой, должен решаться с учетом ряда факторов.

Работы, проведенные в 1956 г. в Лаборатории электросистем Энергетического института Академии наук СССР, показали, что присоединение к двухцепной электропередаче, по которой передается 2 Гвт на расстояние 2 тыс. км, двух промежуточных самобалансирующихся энергосистем по 500 Мвт каждая оказывает небольшое влияние на пропускную способность электропередачи, степень продольной компенсации при этом снижается на 5...10% (нормально $k=0,58$)*.

Наиболее крупными из энергосистем, расположенных вдоль трассы электропередачи Енисейская ГЭС—Урал, являются Новосибирская и Омская. Первая уже в ближайшее время будет связана с Кузбассом электропередачей 220 кВ, которая должна работать реверсивно, а вторая находится на расстоянии около 400 км от Экибастузского угольного района. В этом районе возможно сооружение сверхмощных тепловых станций, энергию которых можно будет передавать в Омск. Таким образом, возникают два конкурирующих варианта: 1) промежуточный отбор мощности для указанных энергосистем от электропередачи Енисейская ГЭС—Урал; 2) усиление связи

Новосибирска с Кузбассом и сооружение новой электропередачи от Омска до Экибастуза.

Отбор мощности будет означать недодачу Уралу необходимой электроэнергии и недоиспользование полускной способности конечного участка электропередачи Енисейская ГЭС—Урал. Однако связь электропередачи с Омской и Новосибирской энергосистемами может оказаться целесообразной и при отсутствии отбора, так как даст возможность уменьшить резервы мощности в этих системах (например, с 10...8 до 5...4%). Кроме того, наличие трансформаторов связи облегчит и удешевит присоединение промежуточных синхронных компенсаторов, необходимых для повышения устойчивости электропередачи.

Эти рассуждения применимы и к электропередаче Енисейская ГЭС—Урал на постоянном токе.

С целью получения более общего вывода автор привел технико-экономические расчеты ряда вариантов передачи трехфазного тока дальностью 2 000 км. Данные рассмотренных вариантов приведены в нижеследующей таблице.

Напряжение, кВ	Передаваемая мощность, Мвт							
	1 230		1 700		2 700		4 000	
	Число цепей	Нагрузка линии в долях натуральной мощности	Число цепей	Нагрузка линии в долях натуральной мощности	Число цепей	Нагрузка линии в долях натуральной мощности	Число цепей	Нагрузка линии в долях натуральной мощности
400	2	1,0	3	0,92	4	1,1	5	1,3
500	1	1,28	2	0,885	3	0,94	4	1,04
600	1	0,925	1	1,28	2	1,02	3	1,0

При расщеплении фаз линий на четыре провода натуральные мощности линий следующие: для 400 кВ — 615 Мвт, для 500 кВ — 960 Мвт, для 600 кВ — 1 330 Мвт.

Сечения проводов выбраны с таким расчетом, чтобы плотность тока изменялась в сравнительно узких пределах — 0,8...1,0 а/мм². Как показали расчеты, понижение плотности тока до 0,5...0,6 а/мм² приводит к удорожанию передачи на 10%. Число часов использования $T=6 000$.

В качестве основного мероприятия по поддержанию устойчивости принята продольная компенсация (до 80%). Предусматривается возможность частичной замены ее синхронными компенсаторами, размещенными на трех промежуточных подстанциях. Схемы передачи и подстанций приняты возможно простыми, в послеаварийном режиме допускается кратковременное снижение передаваемой мощности на 20%, при этом имелось в виду использование резервов уральских и промежуточных энергосистем.

Стоимость потерь энергии в электропередаче принята (по отправному концу), равной 4 коп/кВт·ч. Отчисления на амортизацию и расходы по эксплуатации приняты: по линии 4%, по подстанциям 8%. Стоимость передачи 1 кВт·ч определена с учетом окупаемости электропередачи в 15 лет, что соответствует дополнительным ежегодным отчислениям в 6,7%.

Результаты расчетов следующие:

	400 кВ	500 кВ	600 кВ
Удельные затраты, руб/кВт·ч	1 550 — 1 770	1 400 — 1 560	1 300 — 1 415
Полная стоимость передачи ¹ , коп/кВт·ч	4,27 — 4,78	3,8 — 4,15	3,57 — 3,82

При переходе от 400 к 500 кВ стоимость передачи в среднем снижается на 13,5%, а при переходе от 400 к 600 кВ — на 18,5%. Переход от 500 к 600 кВ дает в среднем снижение стоимости на 5...6%. Эти цифры близки к цифрам, приведенным в докладе шведских инженеров на XVI сессии по сетям высокого напряжения (Париж, 1956 г.). Согласно этому докладу, переход от существующего напряжения 400 кВ к 650 кВ дает снижение стоимости на 16%, а от 500 к 650 кВ — на 7%.

¹ Меньшие значения стоимостей относятся к большим удельным нагрузкам.

* Такой результат не является неожиданным, так как промежуточные энергосистемы принимались самобалансирующимися, и их резервы не учитывались. Использование последних в аварийных режимах, несомненно, даст более существенное повышение пропускной способности транзитной электропередачи.

Напряжение 500 кВ уже сейчас вводится на электропередачах от волжских гидроэлектростанций, поэтому в дальнейшем следует сравнивать линии напряжением — 500 и 600...650 кВ.

Результаты наших расчетов и шведские данные позволяют сделать общий вывод о сравнительно небольшой эффективности повышения напряжения выше 500 кВ. Между тем для освоения напряжения 600...650 кВ потребуются выполнить большие научно-исследовательские и конструкторские работы, а также изготовить и испытать опытные образцы нового оборудования.

Н. М. Мельгунов указывает, что электропередача постоянного тока напряжением 1200 кВ и длиной 2000 км обходится в 1,8..2,0 раза дешевле, чем передача трехфазного тока 600 кВ. По-видимому, это правильно и может быть подтверждено следующими соображениями.

Как следует из приведенных выше данных, при передаче по одной цепи переменного тока напряжением 600 кВ, выполненной проводом $4 \times \text{АСО-480}$, мощности 1700 Мвт ($P_{\text{уд}} = 1,28 P_n$) и при $\cos \varphi_2 = 1$ плотность тока равна 0,85 а/мм². При постоянном же токе напряжением 1200 кВ и той же плотности тока можно передать в $2:V_3 = 1,16$ раза больше, т. е. около 2000 Мвт (точнее 1970 Мвт). Потери мощности снизятся в отношении 2:3 и составят около 9% передаваемой мощности, тогда как при переменном токе напряжением 600 кВ они равны 15,4%. Уменьшатся также потери от короны. На $1/3$ уменьшится расход провода и изоляторов и несколько меньше, чем на $1/3$, снизится расход металла на опоры. Снижение стоимости 1 км линии составит 20...25%.

Если принять напряжение постоянного тока не 1200, а 800 кВ, то при тех же условиях передаваемая мощность уменьшится почти до 1300 Мвт, а потери увеличатся до 13,7%, но все же они будут ниже, чем при трехфазном токе 600 кВ. Это показывает, что и в этом случае постоянный ток является конкурентоспособным.

При сравнении не учитывались весьма значительные затраты (при напряжении 600 кВ) на компенсирующие устройства большой мощности и потеря энергии в них. Стоимость выпрямительной и инверторной подстанций передачи постоянного тока, конечно, выше, чем трансформаторных подстанций передачи переменного тока. Но возможно осуществление ряда мероприятий, которые приведут к снижению стоимости указанных подстанций. К этим мероприятиям относится, например, замена на инверторной подстанции синхронных компенсаторов статическими

конденсаторами, потери энергии в которых меньше, чем в синхронных компенсаторах, и применение которых существенно повышает надежность работы инверторов.

Невозможность технически осуществить промежуточный отбор мощности от электропередач постоянного тока обычно рассматривается как серьезный их недостаток. Однако возможность независимой работы полупроводниковой передачи постоянного тока позволяет преодолеть этот недостаток. Так, при подвеске на одном ряде опор четырех рабочих проводов² (двух положительных и двух отрицательных) имеется возможность присоединять промежуточные инверторные подстанции к разным цепям, и это обеспечивает независимую работу четырех полупроводников. При выходе из работы одной полупроводниковой цепи мощность снижается лишь на 25%, что следует считать приемлемым. Промежуточные инверторные подстанции целесообразно присоединять к линиям через разъединители с использованием сеточного управления для отключения поврежденной полупроводниковой цепи и соответственно половины инверторной подстанции.

Таким образом, четырехпроводная электропередача постоянного тока 800 кВ позволяет передать мощность до 2600 Мвт на расстояние 2000 км. Такую передачу можно считать столь же реальной, как и передачу постоянного тока Сталинградская ГЭС — Донбасс. В дальнейшем путем добавления выпрямителей и инверторов (в предположении, что линия с самого начала имеет изоляцию на 1200 кВ) напряжение может быть повышено до 1200 кВ, передаваемая мощность увеличена до 4 Гвт, а энергия — до 30 млрд. кВт·ч.

Таким образом, вопрос о необходимости форсировать работы по постоянному току поставлен Н. М. Мельгуновым вполне своевременно. Наши научно-исследовательские институты должны усиленно заниматься разработкой этой проблемы, а заводы электропромышленности приступить к изготовлению необходимого оборудования. Следует также добиться скорейшего ввода в работу электропередачи Сталинградская ГЭС — Донбасс с целью накопления необходимого эксплуатационного опыта и проверки надежности работы оборудования в реальных условиях.

² Возможны два конструктивных решения опор: две стойки с одной горизонтальной траверсой либо одна повышенная стойка с двумя траверсами.

ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ ЖЕЛЕЗНЫХ ДОРОГ

(Электричество, № 2, 3, 6, 7, 8, 1957)

Кандидат техн. наук Л. М. ШИЛЬДИНЕР

Москва

Вопрос о выборе прогрессивной системы для электрификации железнодорожных магистралей, по-видимому, теперь окончательно решен в пользу системы однофазного тока промышленной частоты 50 Гц. Однако решающим звеном любой системы электрифицированных железных дорог является электровоз. Его экономичность, эксплуатационная надежность и легкость обслуживания определяют жизненность всей системы. Рациональным электровозом может быть признан лишь такой электровоз, который не имеет собственной преобразовательной подстанции, превосходящий или во всяком случае не уступающий по экономичности и надежности широко применяемым в настоящее время электровозам.

В связи с тем, что МЭП и МПС признали для новой системы однофазного тока 50 Гц наиболее пригодным электровоз с собственной преобразовательной подстанцией постоянного тока, включающей игнитронный выпрямитель, и отклонили вариант электровоза с однофазными коллекторными двигателями 50 Гц, необходимо на этом остановиться особо, чтобы предотвратить вредные последствия такого узкого и, на наш взгляд, неверного решения.

Неоднократные попытки в ряде стран (США, ФРГ, Венгрия) внедрить на магистральных железных дорогах электровозы с разного рода преобразователями (двигатель-генераторными, расщепителями фаз, Кандо, Пунга—Шен, ионными выпрямителями) не увенчались успехом несмотря на то, что электровозы по этим системам работали более двадцати лет. Во Франции все еще не найдено рациональной системы электровоза 50 Гц. Выпущенные французами недавно четыре типа электровозов 50 Гц могли быть построены десятки лет тому назад.

Привнесение в электровоз преобразовательной подстанции постоянного тока с игнитронами ведет к его усложнению и удорожанию. Такой электровоз становится более уязвимым для аварий, и вероятность более частых перебоев в его работе значительно возрастает. Сложность такого электровоза признают и французские специалисты — сторонники электровозов с игнитронами [1. 1].

Электровозы с собственными преобразовательными подстанциями постоянного тока и игнитронами требуют дорогостоящего и громоздкого оборудования: а) трансформаторов повышенной мощности (на 80% больше мощности тяговых двигателей); б) игнитронов с системой охлаждения и зажигания; в) приборов и аппаратов автоматики для контроля, управления и защиты игнитронов с

их устройствами охлаждения и зажигания; г) сглаживающих устройств для уменьшения вредных воздействий вышших гармонических выпрямленного тока

От дальнейшего распространения системы постоянного тока отказались во Франции, Англии и Японии. Страны же, в которых применяются электровозы с коллекторными двигателями пониженной частоты, не отказываются от последних; наоборот, в Западной Германии, например, эта система развивается быстрыми темпами. В Европе 47,5% электрифицированных магистральных дорог работают с коллекторными двигателями 16 $\frac{2}{3}$ гц. В США 70% от общей мощности электровозного парка 2 млн. л. с. падает на локомотивы с коллекторными двигателями 25 гц.

По германским электрифицированным железным дорогам пропускается 190 ... 270 пар поездов в сутки. Филадельфия на Пенсильванской дороге (Нью-Йорк — Вашингтон) отправляет и принимает ежесуточно 600 пар поездов. На швейцарских двухпутных дорогах пропускается 150 пар поездов в сутки. Во Франции — 58 поездов, а по линии Страсбург — Базель 80 поездов в сутки. Электровозы с коллекторными двигателями пониженной частоты работают в самых разнообразных географических и климатических условиях, включая шведское заполярье с очень суровым климатом.

Самые мощные в мире электровозы оборудованы коллекторными двигателями пониженной частоты: в Европе еще перед войной был построен электровоз с коллекторными двигателями 16 $\frac{2}{3}$ гц мощностью 11 500 л. с. и весом 236 т, а в США в 1952 г. построили товарные электровозы с коллекторными двигателями 25 гц мощностью до 10 000 л. с.

Есть основание предполагать, что электровозы с однофазными коллекторными двигателями 50 гц могут работать столь же надежно.

Двадцатилетние испытания четырех опытных электровозов 50 гц разных систем на Холлентальской горной железной дороге в Западной Германии также подтвердили преимущества электровоза с однофазными коллекторными двигателями 50 гц [Л. 2]. Эти четыре электровоза были построены еще в 1934 г. фирмами AEG, BBC, Сименс и Крупп. Электровозы AEG и BBC оборудованы ртутными выпрямителями, Сименса — коллекторными двигателями 50 гц и Круппа — двигателями Пунга — Шен. Нигде нет столь продолжительного и квалифицированного опыта эксплуатации в тяжелых условиях горной железной дороги разных систем электровозов 50 гц. Опыт 20 лет исключает влияние случайностей в оценке преимуществ и недостатков электровозов, подвергавшихся столь длительным испытаниям. Заслуживает внимания тот факт, что, несмотря на конструктивное несовершенство коллекторных двигателей 50 гц Сименса, вследствие чрезмерно громоздкого щеточного аппарата и длинных коллекторов из-за расположения щеточных болтов в шахматном порядке, этот электровоз превосходит электровозы с ионными выпрямителями по ряду важнейших эксплуатационных по-

казателей: аварийности, вынужденного простоя, удельного расхода энергии, удельных эксплуатационных расходов и др. Таким образом, 20-летний опыт эксплуатации разных систем электровозов 50 гц подтвердил, что и для системы однофазного тока 50 гц наиболее жизненным оказался простейший электровоз с коллекторными двигателями (несмотря на их явно недостаточное совершенство), а не сложный электровоз с собственной преобразовательной подстанцией постоянного тока с ртутниками.

В приводимой ниже таблице иллюстрируются сведения о выполненных и проектируемых коллекторных двигателях 50 гц европейскими фирмами по состоянию на 1955 г.

Западноевропейские фирмы широко развернули работы по созданию современного тягового коллекторного двигателя 50 гц. Для линии Валенсье — Тионвиль французами заказано 227 электровозов: 52 с игнитронами, 53 с коллекторными двигателями 50 гц, 102 двигатель-генераторных и 20 однофазно-трехфазных. Следовательно, французы не сбрасывают со счета коллекторные двигатели 50 гц по нормальной схеме, хотя давно известны недостатки последних, затрудняющие широкое внедрение этих двигателей на электрифицированных магистральных железных дорогах.

Расход активных материалов на коллекторный двигатель 50 гц больше на 35% в сравнении с двигателем 16 $\frac{2}{3}$ гц. Причина этого заключается в том, что при равной мощности коллекторных двигателей 50 гц и 16 $\frac{2}{3}$ гц для сохранения одинаковыми их осевых габаритов (по железнодорожным условиям) и величинам трансформаторной э. д. с. (по коммутационным условиям) требуется в двигателе 50 гц увеличить число полюсов и ток в 3 раза по сравнению с этими значениями в двигателе 16 $\frac{2}{3}$ гц. Однако конструктивно это невыполнимо для мощных тяговых двигателей 50 гц. И поэтому приходится сильно увеличить длину коллектора и сокращать активную длину стали.

Согласно расчетам иностранной комиссии, общий расход меди для электровоза 50 гц на 54% больше, чем для электровоза 16 $\frac{2}{3}$ гц, хотя электровозный трансформатор 50 гц легче трансформатора 16 $\frac{2}{3}$ гц на 45%. К этому еще следует добавить почти утроение числа щеток в двигателях 50 гц по обычной схеме против 16 $\frac{2}{3}$ гц.

Б. Н. Тихменев утверждает, что электровозы с коллекторными двигателями «имеют совершенно недостаточный коэффициент тяги, равный 0,162» и что «увеличение этого коэффициента влечет за собою неприемлемое уменьшение максимальной скорости электровоза» [Л. 3]. В действительности не так обстоит дело с коэффициентом тяги электровозов с коллекторными двигателями. Известно, что грузовые электровозы с игнитронами при скорости 27 км/ч имеют коэффициент тяги 0,176 (мощность секции 3 000 л. с.), а у электровозов с однофазными коллекторными двигателями 25 гц при скорости 23 км/ч этот коэффициент равен 0,2 (мощность электровоза 4 330 л. с.).

Тип	Конструкция	Число полюсов	Часовой режим			Вес, фунт	Фирма	Число двигателей работающих или проектирующихся
			в	а	м/ч			
TRM-627	Сдвоен	2×12	2 218	1 600	61	4 100	Альстон	7
16 WB-880	Сдин	16	250	2 780	40	6 250	Эрликон	51
2J WB-1140	Один	20	283	3 760	55	8 800	Эрликон	10
14HW-750	Один	14	251	1 670	36	3 750	Эрликон	5
MS-92	Сдин	18	260	3 000	33	9 600	Жемонт	218
MS-93	Сдин	18	265	2 900	38	9 800	Жемонт	—
EKB-750	Тандем	2×12	2×235	1 490	46	7 400	AEG	4
WEM-196	Сдвоен	2×14	2×243	1 370	47	5 500	Сименс*	8
WBM-244	Один	12	220	1 970	38	5 010	Сименс	4
MS-51	Сдвоен	2×10	2×240	850	29	5 925	ACEC	48
MS-93	Один	18	235	2 420	30	7 700	ACEC	40
KJ-10	Один	14	242	3 150	—	7 250	ASEA	—
TAM-639	Один	12	260	1 400	39	4 840	Альстон	72
MS-72	Один	14	300	1 880	37	6 380	Жемонт	12
—	—	—	230	1 200	33	3 520	—	100

* Фирмой Сименса был построен опытный двигатель 50 гц в 1929 г.

Задача по разработке перспективного двигателя для системы 50 гц должна быть сформулирована так: необходимо создать коллекторный тяговый двигатель 50 гц, равноценный двигателям пониженной частоты. Автор работает над этой проблемой с 1933 г.¹ Французский специалист Нувьон признает «наиболее рациональным коллекторный двигатель 50 гц с высокой трансформаторной э. д. с.», хотя на теперешнем этапе он считает перспективным электровоз с игнитронами. Среди английских специалистов тоже имеются сторонники электровоза с рациональными коллекторными двигателями.

Французские и другие европейские фирмы стремятся построить тяговый коллекторный двигатель 50 гц, используя при этом лишь те или иные конструктивные и технологические достижения в области электромашиностроения. Но для создания рационального коллекторного двигателя 50 гц требуется радикальное и качественно новое решение задачи улучшения его коммутации при повышенных значениях трансформаторной э. д. с. Такое решение, предусматривающее, в частности, применение на добавочных полюсах дополнительной обмотки, связанного резонансного контура, и ряд других рекомендаций будут описаны на основе выполненных мной многолетних исследований отдельно.

¹ См.: авторское свидетельство № 39865 от 13 ноября 1934 г., реферат в журнале «Электричество» № 6, 1939; авторское свидетельство № 73760 от 29 декабря 1947 г. и № 55024 от 30 июня 1939 г.

Литература

1. Бюллетень технико-экономической информации МПС, № 4, 1956.
2. Degeп. Эксплуатационные испытания системы однофазного тока на Холлентальской железной дороге. Bulletin, № 1, 1955.
3. Б. Ш. Таоачник и Б. Н. Тихменев. Электровозы переменного тока промышленной частоты. Вестник электропромышленности, № 9, 1956.

Инж. В. Н. СТАСЮК

Тяжеломэлектротранспорт

Успешное выполнение задач, поставленных Коммунистической партией и Советским правительством перед электрификаторами магистральных железных дорог, связано с применением новой техники и, в первую очередь, с применением в контактной сети однофазного переменного тока нормальной частоты с преобразованием его в постоянный ток на электровозе.

Преимущества этой системы электрификации по сравнению с постоянным током заключаются, как известно, в снижении затрат цветного металла на контактную сеть, уменьшении количества тяговых подстанций и упрощении последних, поскольку вместо преобразовательных они становятся лишь понизительными. Применение этой системы энергоснабжения обеспечивает более высокие вес и скорости движения поездов при одновременной экономии денежных средств и материалов, расходуемых на электрификацию линий. Общий к. п. д. системы электрической тяги при однофазном токе (от ввода тяговой подстанции до автосцепки электровоза) примерно на 3...4% выше за счет уменьшения потерь в контактной сети. Стоимость электровоза переменного тока с ионными преобразователями равна или даже несколько ниже стоимости электровозов постоянного тока 3000 в, а эксплуатационные качества их значительно лучше, чем электровозов постоянного тока. Как показывает зарубежный опыт, для выполнения одной и той же работы требуется электровозов однофазного тока на 5...10% меньше, чем электровозов постоянного тока.

В шестом пятилетии предусмотрено электрифицировать на переменном токе до 2500 км железнодорожных линий, а в дальнейшем электрификацию транспорта предполагается выполнять в основном с применением в тяговой сети переменного тока.

В свете изложенного вполне закономерно поставить вопрос о применении переменного тока и для электрификации промышленного транспорта и, в частности, транспорта открытых горных разработок. Здесь также имеется в виду не непосредственное использование двигателями

электровоза переменного тока, а подвод его к электровозу с последующим его преобразованием в постоянный для питания двигателей постоянного тока с последовательным возбуждением.

К сожалению, вопрос о применении на промышленном транспорте в контактном проводе переменного тока почти совершенно выпал из поля зрения организаций, занимающихся электрификацией промышленного транспорта СССР.

Применение переменного тока 6 кВ (которое используется и для питания мощных экскаваторов, работающих на открытых горных разработках) даст возможность облегчить тяжелую по сечению проводов тяговую сеть, уменьшить количество тяговых подстанций с одновременным упрощением их конструкций. При применении в контактном проводе переменного тока оказывается возможным совмещение тяговых и районных подстанций, а сами подстанции можно располагать на большом расстоянии от карьера вне взрывоопасной зоны. Это дополнительно уменьшает затраты на строительство карьеров и рудников и снижает стоимость добычи полезных ископаемых.

Так, при применении переменного тока на Златоуст-Беловском карьере, Коунрадском руднике с его рудовозной дорогой, Ждановском карьере и прочих крупных открытых горных разработках, на которых число тяжелых электровозов сцепным весом 150 т, перевозящих горную массу на большие расстояния, исчисляется несколькими десятками, количество тяговых (совмещенных) подстанций сокращается до одной, а сечение проводов контактной сети принимается минимальное по условиям обеспечения механической прочности контактной подвески (медные контактные провода сечением 65...85 мм²).

Наиболее сложной частью всей проблемы применения переменного тока для целей тяги было и в большой мере остается создание достаточно простых и надежных в работе электровозов. Одним из наиболее перспективных типов является электровоз однофазно-постоянного тока, оборудованный статическими преобразователями и двигателями постоянного тока, причем в качестве преобразователей наиболее целесообразно применение запаянных ртутных выпрямителей и полупроводников.

Электрическая тяга на переменном токе на путях Шатурских торфоразработок успешно эксплуатируется уже свыше 3 лет. На первом опытном участке длиной около 10 км, введенном в эксплуатацию в 1953 г., к контактному проводу подводится переменный однофазный ток нормальной частоты напряжением 6 кВ. На электровозе серии ПКО-1 сцепным весом 28 т установлен запаянный ртутный выпрямитель, питающий постоянным током напряжением 600 в тяговые двигатели последовательного возбуждения. В настоящее время протяженность электрифицированных путей составляет здесь около 20 км по оси линии. В ближайшее время предусмотрено электрифицировать все постоянные пути перевозки торфа до бункеров Шатурской ГРЭС.

При пуске в эксплуатацию электрифицированной линии выявилось влияние однофазного переменного тока на линии связи, проходившие параллельно железнодорожным путям. В проводах связи наводилось напряжение до 600 в, и пользование линиями связи практически оказалось невозможным. В результате ряда экспериментов выяснилось, что наиболее простым, целесообразным и дешевым способом является перенос линий связи на 100...200 м от электрифицированных железнодорожных путей. После переноса линий связи на указанные расстояния влияние переменного тока на них полностью прекратилось.

Электровоз на Шатурских торфоразработках водит составы весом 400 т. В связи с тем, что пути перевозки торфа еще не полностью электрифицированы и применяется одновременно паровая и электрическая тяга, суточный пробег электровоза несколько занижен, хотя уже и сейчас составляет свыше 300 км/сутки.

Стоимость перевозки 1 т торфа при электрической тяге сократилась почти на 1 руб. по сравнению с чисто паровой тягой.

В 1955 г. на электрифицированных путях Рейнских открытых буроугольных разработок (ФРГ) был применен для питания контактной сети переменный однофазный ток нормальной частоты напряжением 6 кВ. На разработках эксплуатируются 56 четырехосных электровозов одно-

фазно-постоянного тока сцепным весом 120 т, из которых 52 оборудованы двигатель-генераторными установками, преобразующими переменный ток напряжением 6 кВ в постоянный ток напряжением 1650 В, а четыре оборудованы ртутновыпрямительными установками. Электропоезда входят составы весом 2000 т на подъемах 25‰. Эксплуатация этих электропоездов дала очень хорошие экономические показатели. В настоящее время электрифицированы на переменном токе еще 31 км путей углевозной линии, идущей на север от разработок. Максимальная скорость, развиваемая электропоездами, составляет 70 км/ч, сила тяги 21,6 т, максимальное усилие тяги до 40 т. Электропоезд однофазно-постоянного тока с применением двигатель-генераторной установки состоит из синхронного двигателя и генератора постоянного тока. Общая длина агрегата 4974 мм, вес 17,4 т, число оборотов 1500 в минуту. Мощность синхронного двигателя 2100 кВт при $\cos \varphi = 1$. Мощность генератора при напряжении 960 В равна 1900 кВт. Рамы кузова и тележки выполнены сварными из листовой стали толщиной 30 мм. Основными элементами электрооборудования электропоезда, оборудованного ртутновыпрямительными установками, являются главные трансформаторы и одноанодные ртутные выпрямители. Четыре одноанодных выпрямителя с воздушным охлаждением находятся в одном блоке. Блок с выпрямителями помещен у боковой стены кузова. Остальное электрическое оборудование и вспомогательные машины не отличаются от оборудования с вращающимися преобразователями. Кузов электропоезда с ртутными выпрямителями удлинен на 2 м по сравнению с кузовом электропоезда с двигатель-генератором, что позволило перенести вентиляторы тяговых двигателей передней тележки в машинное отделение.

Весьма интересно, что электропоезд с ртутными выпрямителями может работать по системе многих единиц с двигатель-генераторным электропоездом. Для этого на нем установлены специальные регулирующие устройства. Изменение напряжения для регулирования скорости выполняется сеточным регулированием (до 800 В) и выводами на вторичной обмотке трансформатора (от 300 до 960 В). Оба типа электропоезда оборудованы рекуперативным торможением.

Проект перевода железнодорожного транспорта Коркинских открытых угольных разработок на Урале с постоянного тока 1650 В на переменный однофазный ток 3150 В (применяемый для питания вскрышных и добавочных экскаваторов) выявил следующие показатели:

При допущении максимальной потери напряжения в сети в 15% расход меди в тяговой сети сокращается на 59% и алюминия на 61%; одновременно ликвидируется закрытая часть тяговой подстанции стоимостью 2,5 млн. руб. Потери электроэнергии в тяговой сети при постоянном токе составляют 4,04%, а при переменном — 1,04%. Эксплуатационные расходы на перевозку 1 м³ породы уменьшаются на 1 коп.

В районе строительства мощных открытых рудников всегда сооружаются и районные понизительные подстанции. Высокое напряжение переменного тока в контактной сети дает возможность размещать тяговые подстанции на сравнительно большом расстоянии от железнодорожных путей. В результате трансформаторы для целей тяги всегда могут быть установлены на районной понизительной подстанции, т. е. обе подстанции в этом случае могут быть совмещены, что сокращает затраты на электрификацию путей рудников.

При применении для целей тяги переменного однофазного тока возникают явления асимметрии, неблагоприятно отражающиеся (при совмещении нагрузок на одной подстанции) на работе двигателей трехфазного тока и прежде всего на двигателях основных агрегатов открытых разработок — экскаваторов. Одним из способов ограничения асимметричности нагрузок трехфазной системы включения трансформаторов является применение так называемой схемы Скотта. Предполагают, что эта схема будет иметь ограниченное применение, так как при-

соединение тяговых подстанций или тяговой нагрузки к мощным энергосистемам не должно вызывать значительного искажения токов и напряжения в трехфазной питающей сети. Специальные исследования в этой области привели к выводу, что асимметрия напряжений не должна превышать 5%. Считают, что при мощности районной энергосистемы, во много раз большей, чем тяговая нагрузка, асимметрия напряжения будет всегда ниже 5%, что позволит применить простую схему с двумя однофазными трансформаторами.

Могут встретиться случаи, когда открытые рудники будут находиться в районах с небольшой промышленной нагрузкой, и вследствие преобладания однофазной тяговой нагрузки асимметрия токов и напряжения может оказаться значительной. В таких случаях следует рассмотреть вопрос о применении для тяговой нагрузки указанной выше трехфазно-двухфазной схемы.

Беспокойство по поводу невозможности обеспечить надежность работы инвертированных с водяным охлаждением в условиях сурового климата Урала и Сибири, где расположено большинство открытых горных разработок, преодолимо. Во Франции, например, замерзание воды в системе жидкостного охлаждения ртутных выпрямителей предупреждается добавлением в нее до 30% этилен-гликоля. При эксплуатации электропоездов со ртутными выпрямителями в районах с еще более низкой температурой воздуха увеличивается содержание этилен-гликоля в охлаждающей жидкости. При эксплуатации же электропоездов в районах с температурой до -50°С для нормальной работы системы жидкостного охлаждения необходимо применять 100% этилен-гликоль.

Сомнения в этой области отпадают при применении воздушного охлаждения выпрямителей и применении для преобразования переменного тока в постоянный полупроводников.

На промышленном транспорте необходимо и возможно ввести перспективную систему переменного тока.

На состоявшемся в Государственном научно-техническом комитете Совета Министров СССР 2—4 сентября 1957 г. совещании всесторонне был рассмотрен вопрос о выборе электропоездов и системы тяги для электрифицированного транспорта открытых горных разработок.

В связи со значительными тяговыми и эксплуатационными преимуществами переменного однофазного тока нормальной частоты по сравнению с системой постоянного тока напряжением 1500 и 3000 В признано необходимым широкое внедрение на вновь строящихся открытых рудных и угольных карьерах электрической тяги на переменном однофазном токе нормальной частоты напряжением 6 кВ.

Электропоезда должны применяться в двух исполнениях:

- а) с вращающимися преобразователями (двигатель-генераторами) и вторым источником питания от дизель-генераторной установки или от аккумуляторной батареи;
- б) с ионными преобразователями, с оборудованием для рекуперативного торможения и со вторым источником питания от аккумуляторной батареи.

Второй источник питания будет применяться на забойных и отвальных путях, а также и при заходе электропоездов в цехи промышленных предприятий, что даст возможность освободиться от тяжелых работ по перемещению на них контактных сетей.

Совещание признало необходимым поручить МЭИ и НИИ МПС выполнить в 1958 г. научно-исследовательские работы для разработки вопросов энергоснабжения транспорта открытых горных разработок при применении на них для целей тяги переменного однофазного тока нормальной частоты.

Совещанием высказано пожелание: в целях практического решения вопроса о широкой электрификации транспорта открытых горных разработок на переменном однофазном токе нормальной частоты напряжением 6 кВ электрифицировать на этом виде тяги один из вновь проектируемых карьеров с проведением широких экспериментов.



СИСТЕМЫ 330 кВ В США

Сеть 132 кВ Американской газовой и электрической компании (АГЭК) охватывает значительную территорию штатов Огайо, Индиана, Кентукки, Западная Виргиния. Быстрый рост нагрузки в некоторых районах, удаленных на 160...240 км от основных электростанций, вызвал необходимость увеличения пропускной способности сети. До недавнего времени возникавшие трудности преодолевались путем сооружения дополнительных линий и новых электростанций. Пропускная способность существующих линий была заметно увеличена путем регулирования перетоков реактивной мощности синхронными компенсаторами и шунтирующими реакторами.

В связи со значительным увеличением мощности электрической системы в перспективе до 6...8 млн. кВт, пропускная способность существующей сети 132 кВ была признана недостаточной и возникла необходимость введения более высокого напряжения. Для определения наиболее целесообразной ступени напряжения с 1947 по 1951 г. производились обширные экспериментальные и экономические исследования и расчеты на модели.

Исследования короны и радиопомех проводились в лаборатории Вестингауз в Траффорде и на специально сооруженной опытной установке 500 кВ Тидд, а также на эксплуатируемых линиях высокого напряжения. Потери от короны и уровень радиопомех измерялись на опытных линиях установки Тидд при различных расстояниях между проводами и для разных диаметров проводов в диапазоне 265...532 кВ.

Эти исследования показали, что диаметр проводов и величина напряжения на линии в большей степени сказываются на уровне радиопомех, чем на потерях от короны. Поэтому необходимость ограничения радиопомех повлекла за собой выбор проводов большего диаметра, чем это требовалось по условиям потерь от короны.

Одновременно выполнялись работы по выбору линейной изоляции, конструкций опор и арматуры.

В ближайшие годы намечается передавать очень большие мощности на сравнительно небольшие расстояния (80...200 км). Однако учитывая, что новая ступень напряжения выбирается на длительный срок, возможно до 30 лет, и что в дальнейшем расстояния, на которые будет передаваться энергия, значительно увеличатся, было решено произвести экономические расчеты для линий длиной до 1 тыс. км при различных напряжениях в диапазоне 230...360 кВ.

На основании совместного анализа результатов опытных и лабораторных исследований и расчетов проектируемой системы на модели с учетом экономики передачи энергии в качестве номинального для новой системы было принято напряжение 315 кВ. Выбор этого напряжения был обусловлен следующими причинами.

Применение двухцепных опор обеспечивает значительную экономию затрат на сооружение линий и максимальное использование полос отчуждения, что особенно существенно для районов с высокой плотностью населения. Однако из-за больших изоляционных расстояний и необходимости подвески расщепленных проводов (по условиям короны и радиопомех) применение двухцепных опор при напряжениях выше 330 кВ было признано нежелательным. Сооружение линий такого же напряжения на одноцепных опорах оказалось экономически нецелесообразным.

Основываясь на успешном опыте плавки гололеда током короткого замыкания на линиях 132 кВ, решено было применить этот метод борьбы с гололедом и на линиях более высокого напряжения. При подвеске же проводов диаметром более 40 мм или расщепленных проводов, т. е. при напряжениях выше 315 кВ, для плавки гололеда потребовались бы чрезмерно большие токи.

В новой сети высокого напряжения производством ремонтных работ под напряжением, успешно выполняемых на линиях 132 кВ, считалось неосуществимым при подвеске расщепленных проводов или при любой конструкции опор в случае подвески гирлянд из 19 и более изоляторов.

По условиям плавки гололеда были выбраны провода с сечением алюминиевой жилы 645 мм². Так как диаметр стандартных сталеалюминиевых проводов такого сечения

недостаточен для ограничения радиопомех, были выбраны сталеалюминиевые провода с бумажным заполнением наружным диаметром 40,6 мм.

Дальнейшие исследования показали возможность некоторого повышения напряжения для спроектированных линий без усиления линейной изоляции или увеличения диаметра проводов. Это позволило принять номинальное напряжение сети 330 кВ и наибольшее рабочее напряжение 350 кВ. Для трансформаторов был принят уровень импульсной прочности изоляции 1175 кВ макс.

Анализ режимов работы сети 132 кВ показал, что поддержание равенства напряжений по концам линии потребовало бы установки в пунктах приема энергии очень крупных источников реактивной мощности. Даже при существующем перепаде напряжений питание реактивной мощностью некоторых, довольно нагруженных линий 132 кВ производится с обоих концов. В связи с этим при проектировании системы АГЭК было принято, что уровни напряжений на передающем конце линий 132 и 330 кВ будут выше, чем в пунктах приема энергии. Поэтому коэффициенты трансформации автотрансформаторов для связи сетей обоих напряжений, устанавливаемых как на отправных, так и на приемных концах линий, были приняты одинаковыми, и для повышающих и понижающих подстанций применяется один тип автотрансформатора 330/132 кВ.

Для упрощения и удешевления автотрансформаторов отщепления предусматриваются только в обмотке высшего напряжения. Как для автотрансформаторов, так и для повышающих трансформаторов наивысшая ступень напряжения обмотки 330 кВ выбрана таким образом, чтобы обеспечить возможность работы при напряжении 350 кВ. Обмотка высшего напряжения снабжается четырьмя отщеплениями, обеспечивающими регулирование напряжения в пределах 10%.

Введение в эксплуатацию линий 330 кВ привело к значительному изменению условий регулирования напряжения в системе. Зарядная мощность линии 330 кВ длиной 250 км составляет примерно 100 Мва. При нагрузке ниже натуральной мощности, которая равна 300 Мвт, часть реактивной мощности, генерируемой линией, может быть выдана в приемную систему. Так, например, при передаче мощности 200 Мвт потери реактивной мощности в линии составят около 50 Мва. При этих условиях мощность синхронных компенсаторов, установленных на подстанциях 132 кВ, связанных с приемными подстанциями 330 кВ, будет достаточной для обеспечения необходимой реактивной мощности после ввода в эксплуатацию линий 330 кВ.

Наряду с этим избыток реактивной мощности, генерируемой линиями, при малых нагрузках будет вызывать чрезмерное повышение напряжения. В связи с этим на конечных подстанциях линий длиной 200...250 км устанавливаются шунтирующие реакторы, присоединяемые к компенсационным обмоткам двух автотрансформаторов 330/132 кВ мощностью по 150 Мва. Компенсационная обмотка каждого автотрансформатора рассчитана на мощность 37,5 Мва. На подстанциях будут устанавливаться два-три реактора 13 кВ мощностью по 25 Мва. Отключение реакторов ступенями по 25 Мва не будет вызывать недопустимых изменений напряжения.

Отключение линий 330 кВ на приемных подстанциях первоначально будет производиться только на стороне 132 кВ. При этом шунтирующие реакторы останутся присоединенными к отключаемой линии.

Сооружение линий 330 кВ, входящих в систему АГЭК, было начато в 1951 г. Первая цепь линии 330 кВ Спорн — Канова-Ривер длиной 96 км была введена в эксплуатацию при напряжении 132 кВ в 1952 г.; в апреле 1955 г. она переведена на напряжение 330 кВ. Одна цепь линии 330 кВ Спорн — Маскингем-Ривер длиной около 80 км была поставлена под напряжение 330 кВ в октябре 1953 г. Вторая цепь введена в эксплуатацию в мае 1955 г. В настоящее время в системе АГЭК эксплуатируется 535 км и сооружается 435 км линий 330 кВ.

Проектируется двухцепная линия 330 кВ длиной 145 км, которая свяжет систему АГЭК с районом Чикаго. Первоначально на конечных подстанциях линии будет установлено по два автотрансформатора 330/138 кВ мощ-

ностью 150 Мва каждый. В дальнейшем пропускная способность этой связи будет доведена до 1 млн. кв.

На рис. 1 представлена схема системы с указанием географического расположения эксплуатируемых и сооружаемых линий 330 кв.

В связи с необходимостью организации энергоснабжения вновь сооружаемого завода газовой диффузии в районе Портсмута в 1952 г. на базе 15 компаний была создана Электрическая корпорация долины р. Огайо (ОВЭК). Система ОВЭК эксплуатирует 630 км двухцепных линий 330 кв, сооруженных в 1954—1955 гг. Схема системы ОВЭК изображена на рис. 2.

Основными источниками снабжения атомного завода энергией являются вновь сооруженные электростанции Клифти-Крик мощностью 1,2 млн. квт и Кигер-Крик мощностью 1 млн. квт. Каждая из станций связана с заводом двумя двухцепными линиями 330 кв. Пропускная способность линий достаточна для передачи мощности 1,8 млн. квт при отключении одной из линий.

Для повышения надежности энергоснабжения и уменьшения длин участков, отключаемых для плавки гололеда, на линиях, идущих от станции Клифти-Крик, сооружена промежуточная подстанция. Вблизи завода сооружены две приемные подстанции 330 кв мощностью 1100 и 1300 Мвт. Все линии системы ОВЭК были введены в эксплуатацию при 330 кв в период между августом 1954 г. и июнем 1955 г.

Для резервирования энергоснабжения завода и обмена избыточной мощностью система ОВЭК связана с системой 330 кв АГЭК и смежными сетями 132 кв. При питании энергией от сети 132 кв плавка гололеда током

короткого замыкания может производиться на участке линии 330 кв длиной до 135 км. Мощность автотрансформаторов 330/132 кв достаточна для плавки гололеда на линиях 330 кв.

При плавке гололеда расходуются активная мощность 26...39 Мвт и реактивная 275...410 Мвар. Для предупреждения гололедообразования пропускаются меньшие токи. В связи с этим к источникам напряжения 132 кв присоединяются короткозамкнутые участки линий длиной 135...225 км.

Зимой 1954/55 г. плавка гололеда успешно производилась на одной из линий 330 кв. На другой линии, где мощность источников энергии была недостаточной для плавки гололеда, пляска проводов вызвала продолжительные отключения линии. Для подстанций 330 кв системы АГЭК первоначально были выбраны выключатели отключающей способностью 15 млн. квв. Объединение двух систем 330 кв вызвало значительное увеличение мощности короткого замыкания. Поэтому отключающая способность выключателей увеличена до 25 млн. квв.

Измерения, произведенные после ввода в эксплуатацию первой линии 330 кв, показали, что уровень радиопомех вблизи линии выше, чем это предполагалось. Как было установлено, усиленное коронирование и повышенные радиопомехи вызывались повреждениями и загрязнениями поверхности проводов при их натягивании излишками состава для пропитки бумажного заполнителя, выступающими на поверхность проводов.

Для снижения уровня радиопомех на вновь сооружаемых линиях диаметр проводов был увеличен с 40,6 до 44,4 мм, количество пропиточного состава в бумажном

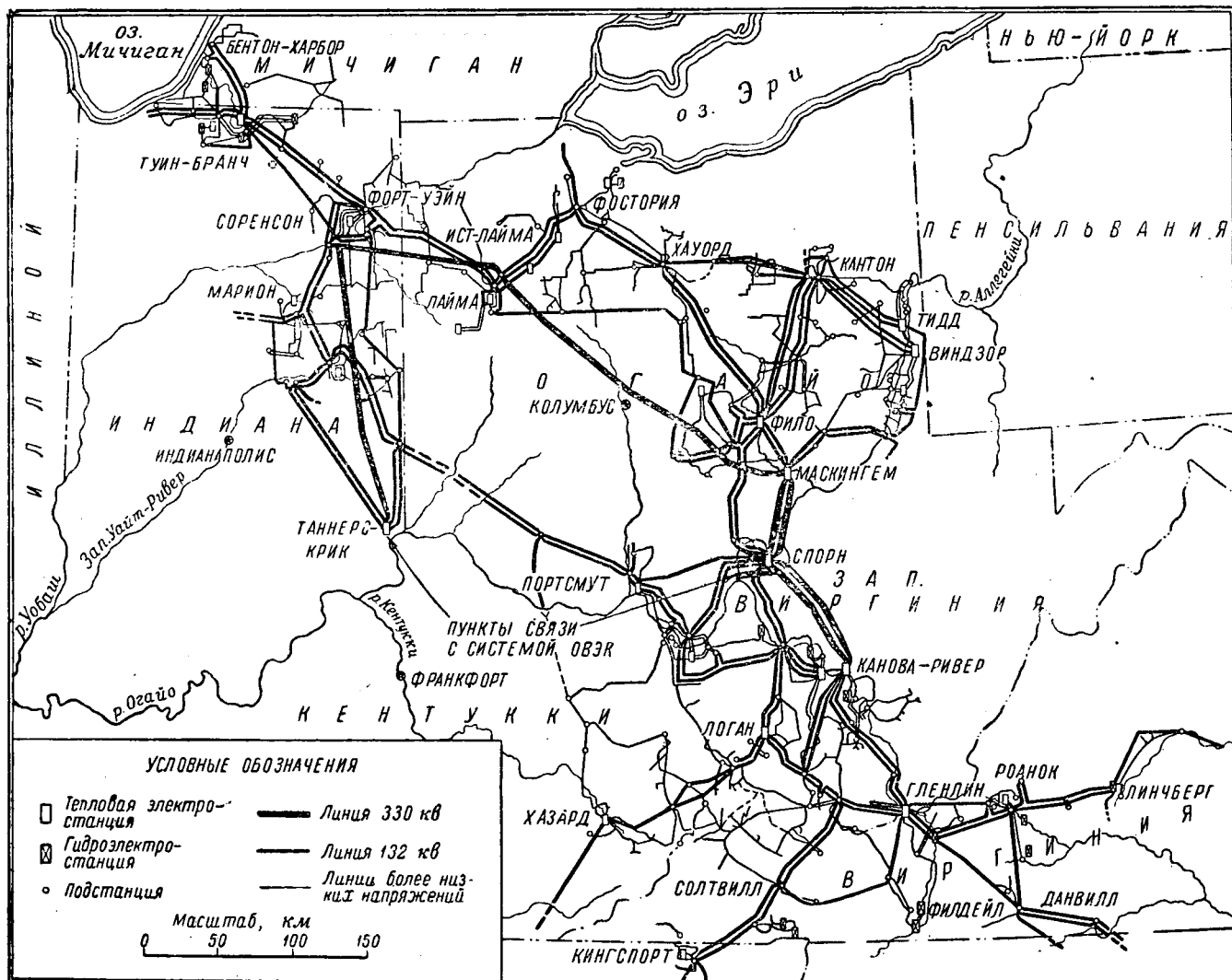


Рис. 1. Карта-схема системы 330 кв АГЭК.

заполнители было уменьшено, были предприняты также специальные меры для предотвращения загрязнения и повреждения поверхности проводов во время монтажа. Для очистки проводов от частиц грязи и металла, которые могут скопиться на их поверхности во время транспортировки, используются механизированные нейлоновые щетки. Особое внимание было обращено на устранение острых углов и выступов на поверхности арматуры, которые могут быть источниками короны.

Осуществление этих мероприятий на новых линиях ОВЭК позволило беспрепятственно повысить напряжение до 345 кВ. Замена подвешенных ранее на линиях 330 кВ проводов диаметром 40,6 мм была признана нецелесообразной. Поэтому решено временно снизить эксплуатационное напряжение линий до 290...300 кВ. Для этой цели на электростанциях Таннерс-Крик и Маскингем-Ривер устанавливаются автотрансформаторы мощностью по 400 Мва. Впоследствии, когда старение провода приведет к снижению уровня радиопомех, автотрансформаторы будут демонтированы.

После ввода в эксплуатацию первых линий 330 кВ оказалось возможным провести изучение влияния, оказываемого различными факторами на радиопомехи. Так как помехи радиоприему в диапазоне 88...108 МГц и телевидению в диапазонах 54...88 и 174...216 МГц незначительны, наибольший интерес представляли измерения уровней радиопомех в радиовещательном диапазоне 540...1600 кГц. Поэтому большая часть измерений была произведена при частоте 1 МГц.

При измерениях на линии было установлено, что изменение линейного напряжения оказывает очень заметное влияние на уровень радиопомех. Так, например, при повышении напряжения на 10% уровень помех удваивается.

В зависимости от высоты подвеса проводов уровень радиопомех непосредственно под проводами линий может существенно изменяться. По мере удаления от оси линии это влияние уменьшается и на расстоянии порядка 60 м уровень радиопомех практически не зависит от высоты подвеса проводов.

Как было установлено, уровень радиопомех вблизи линий 330 кВ в течение первых 6...12 мес. эксплуатации постепенно уменьшается, что объясняется, по-видимому, старением проводов.

При измерениях радиопомех было также обнаружено, что при симметричном расположении фаз обеих цепей линии уровень радиопомех снижается на 40% по сравнению с уровнем радиопомех на линии с обратным порядком (в вертикальном направлении) чередования фаз обеих цепей. Это объясняется уменьшением градиента потенциала на поверхности верхнего и нижнего проводов на 7...9%.

При проектировании линий 330 кВ предполагалось, что импульсный уровень линейной изоляции 1600 кВ и подвеска тросов с защитным углом 35° при достаточно малом сопротивлении заземлений опор обеспечат высокую грозоупорность линий. Однако опыт эксплуатации показал, что число грозовых поражений во много раз выше предполагаемого и число отключений на 100 км линии превышает 5 в год. Все же благодаря применению быстродействующего АПВ отключения линий не вызвали нарушения энергоснабжения потребителей или устойчивости системы.

Расхождение между предсказаниями и фактическим числом прозовых перекрытий на линиях 330 кВ не получило удовлетворительного объяснения, так как перекрытия имели место большей частью на опорах с сопротивлением заземлений 0,5...7 Ом.

После ввода в нормальную эксплуатацию на одной из линий, связывающих электростанцию Кигер-Крик с заводом газовой диффузии, во время шторма произошло повреждение двух опор. В течение недели в эксплуатации оставалась только одна двухцепная линия, которая несла нагрузку более 1 млн. кВт.

Для облегчения условий работы системы в аварийном режиме напряжение на шинах станции Клифти-Крик было повышено с 350 до 356 кВ, а на шинах Кигер-Крик с 340 до 346 кВ. На приемной подстанции были введены в работу резервные синхронные компенсаторы.

При кратковременном отключении трех цепей на линии 330 кВ от промежуточной подстанции Пирс оставшаяся в работе цепь длиной 112 км несла нагрузку 725 Мвт в течение 2 мин.

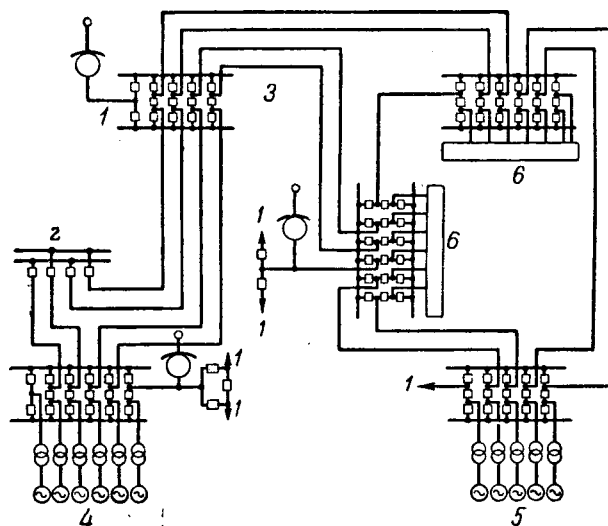


Рис. 2. Схема системы 330 кВ ОВЭК.

1 — линии связи с другими системами; 2 — переключательный пункт Дирборн; 3 — переключательный пункт Пирс; 4 — электростанция Клифти-Крик; 5 — электростанция Кигер-Крик; 6 — приемная подстанция.

Разработка методов проведения ремонтных работ на линиях 330 кВ под напряжением позволила успешно осуществить замену изоляторов на промежуточных и анкерных опорах.

Опыт эксплуатации системы 330 кВ показал целесообразность сооружения двухцепных линий на опорах принятой конструкции. Поскольку, однако, в дальнейшем может оказаться необходимым сооружение длинных линий более высокого напряжения, то для накопления опыта на одной из новых линий 330 кВ намечается подвеска одновольных проводов. Кроме того, на этой линии будут подвешены два грозозащитных троса и несколько усилена изоляция.

Для выяснения вопроса, приведет ли уменьшение высоты опор к повышению грозоупорности, на одном участке линии будут установлены двухцепные опоры с треугольным расположением проводов.

Литература

1. P. H. Sporn, H. P. St. Clair, E. L. Peterson. Линии 330 кВ Американской газовой и электрической компании. CIGRE, доклад № 402, 1952.
2. H. P. St. Clair, C. A. Imburgia. Основные принципы проектирования и электрические характеристики сети 330 кВ Американской газовой и электрической компании. Tr. AIEE, т. 73, ч. III-A, стр. 64, 1954.
3. Исследования короны на опытной установке 500 кВ (обзор). Электричество, стр. 74, № 6, 1953.
4. Исследования радиопомех от линий передачи 500 кВ (рефер). Электричество, стр. 73, № 6, 1953.
5. Энергосистема долины р. Огайо и подстанции 330 кВ (рефер). Энергохозяйство за рубежом, стр. 12, № 1, 1956.
6. Система 330 кВ Американской газовой и электрической компании (рефер). Энергохозяйство за рубежом, стр. 21, № 2, 1956.
7. T. G. Leclair, H. P. St. Clair. Связь АГЭК с Чикаго на 300 кВ. El. World, т. 146, стр. 87, № 2, 1956.
8. P. H. Sporn, W. S. Price. Опыт эксплуатации системы 330 кВ Американской газовой и электрической компании и электрической корпорации долины р. Огайо. CIGRE, доклад № 410, 1956.
9. P. H. Sporn. Прогресс передачи энергии. Edison El. Inst. Bull., т. 23, стр. 245, № 7, 1955.
10. P. H. Sporn. Передача 1 млн. кВт по двухцепной линии 345 кВ. El. World, т. 145, стр. 66, № 18, 1956.
11. W. S. Price, S. C. Bartlett, E. S. Zobel. Изучение короны и грозозащиты на линиях 330 кВ Аме-

риканской газовой и электрической компании и Электрической корпорации долины р. Огайо. Power Apparatus and Systems, стр. 583, № 25, 1956.

Инж. А. И. Гершенгорн

ЖИДКОСТНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ

Несмотря на внедрение наиболее эффективных магнитных, проводниковых и изоляционных материалов, проблема непрерывного удаления тепла остается одной из самых актуальных в современном турбогенераторостроении. Именно на ее решение направлены основные усилия конструкторов и турбогенераторостроительных фирм во всем мире. Одним из результатов этих усилий и являются разработка и широкое внедрение рядом фирм США и Европы конструкций машин предельной мощности с повышенным давлением водорода в корпусе (до 1...3 атм) и непосредственным охлаждением проводников обмоток ротора и статора струей водорода, пропускаемого сквозь каналы внутри стержней обмоток с большой скоростью, преимущественно высоконапорными компрессорами на валу машины¹. Этим достигается значительное увеличение мощности турбогенераторной единицы при тех же габаритах и затратах активных материалов.

Непосредственное охлаждение меди обмоток применяется также для изготавливаемых в настоящее время в Советском Союзе турбогенераторов мощностью 200 и 300 Мвт.

Этот способ охлаждения, осуществляемый сравнительно просто применительно к роторным обмоткам, находит более сложное разрешение в применении к статорным обмоткам, у которых в процессе их эксплуатации появляются высокие электрические потенциалы по отношению к земле, а также между витками и разными фазами. Поэтому при конструировании мощных турбогенераторов с очень длинными роторами (6 м и более) непосредственное водородное охлаждение статорных обмоток наталкивается на определенные трудности.

Тенденция к быстрому увеличению единичных мощностей машин вынудила ряд мировых фирм в США и Европе к поискам других подходящих охлаждающих агентов, обладающих лучшими, чем водород, термодинамическими свойствами, для создания турбогенераторов предельных мощностей. Такими охлаждающими агентами [Л. 2] оказались жидкости (вода, масло и др.). Теплоемкость 1 м³ воды в 3500 раз и масла в 1400 раз больше, чем у одноатомных газов при атмосферном давлении. При одинаковых скоростях коэффициент теплопередачи воды и масла больше, чем у воздуха, соответственно в 750 и 22 раза, а у водорода только в 1,7 раза (при давлении 1 кг/см²) и в 2,75 раза (при давлении 2 кг/см²).

В настоящее время фирмой Джeneral Электрик разработана конструкция непосредственного масляного охлаждения меди обмоток статора и для станции Ист Лэк изготовлен первый турбогенератор мощностью 208 Мвт (260 Мва), 18 кв, 3600 об/мин, в котором обмотка ротора снабжена непосредственным водородным многоструйным охлаждением с забором водорода ковшиками из межстального промежутка [Л. 3 и 4]. Опытный турбогенератор 30 Мвт, 11,8 кв с непосредственным водяным охлаждением обмотки статора изготовлен и установлен на станции Болд (Англия) фирмой Метрополитен-Виккерс [Л. 9 и 10].

Необходимо отметить, что косвенное жидкостное охлаждение активных материалов четырехполюсного ротора водой успешно применяется в Венгрии уже в течение 25 лет на преобразователях 50 гц электровозов Кандо [Л. 5].

Турбогенератор средней мощности с косвенным водяным охлаждением ротора изготовлен фирмой Броун-Бовери и находится в пробной эксплуатации [Л. 2]. Этой же фирмой разработана конструкция непосредственного косвенного охлаждения обмоток статора. Кроме того, известно предложение К. Фехгеймера (США) о косвенном водяном и масляном охлаждении обмоток ротора и статора [Л. 6 и 7], проверенное в лабораторных условиях.

Наименование материалов	Удельная теплоемкость	Плотность	Практический объемный расход	Применимость по площади
Газы				
Воздух	1,0	1,0	1,0	1,0
Гелий ($p=0,035$ атм)	5,25	0,138	1,0	0,75
Водород ($p=1,1$ атм)	14,35	0,21	1,0	3,00
Водород ($p=2,2$ атм)	14,35	0,28	1,0	4,00
Жидкости				
Масло трансформаторное	2,09	848,0	0,012	21,00
Пираниол	1,09	1510,0	0,012	20,00
Вода	4,16	1000,0	0,012	50,00

Непосредственное жидкостное охлаждение обмотки статора. В таблице [Л. 3] приведены сравнительные данные физических и термодинамических свойств охлаждающих агентов при одинаковых перепадах температур и практически приемлемых скоростях в турбогенераторах с непосредственным охлаждением (скорость газов в 80...90 раз больше скорости жидкости).

Из таблицы видно, что жидкости являются наиболее эффективными охлаждающими агентами и что при одинаковой способности к удалению тепла непосредственное жидкостное охлаждение обмоток статора потребует значительно меньших сечений охлаждающих каналов, чем непосредственное водородное охлаждение. Например, в конструкции непосредственного масляного охлаждения обмотки статора генератора фирмы Джeneral Электрик сечение каналов в пазу снижается на 10...20% [Л. 5]. При этом [Л. 4] возможно удалить в 15 раз больше тепла, а обмотки могут быть загружены в 4 раза большим током по сравнению с обычным водородным охлаждением или в 2 раза большим током по сравнению с непосредственным водородным охлаждением (рис. 1).

По лабораторным данным фирмы Вестингауз, для достижения равного с маслом эффекта охлаждения при непосредственном водородном охлаждении обмотки необходимо повысить давление газа в корпусе генератора примерно до 6 атм, что в современных конструкциях затруднительно.

В дополнение к хорошим термодинамическим свойствам охлаждающие жидкости должны при всех эксплуатационных режимах [Л. 7] обладать высокой электрической прочностью, химической и термодинамической устойчивостью, пожарной безопасностью, низкой температурой замерзания (для открытых станций). С этой целью фирмой Джeneral Электрик были всесторонне изучены трансформаторное масло, пираниол, маслянистая вода, фосфатные и карбонатные эфиры и ряд полиэтиленовых двухатомных спиртов. Вполне подходящими являются также кремнийорганические масла [Л. 8]. Для первого применения фирма остановилась на трансформаторном масле из-за его хороших термодинамических и диэлектрических качеств, химической инертности по отношению к изоляции, а также исторически сложившихся условий его применения в электрической аппаратуре и хорошей изученности его свойств.

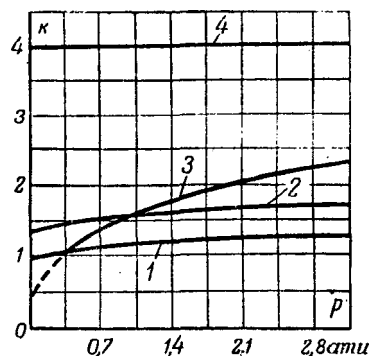


Рис. 1. Сравнение эффективности различных способов охлаждения статора машины.

k — кратность роста мощности турбогенератора; p — давление; 1 — обычная конструкция; 2 — многоспиральные обмотки с понижением напряжения; 3 — непосредственное водородное охлаждение; 4 — непосредственное масляное охлаждение.

¹ См. Электричество, № 4, 6, 7, 1955 и № 7, 1956.

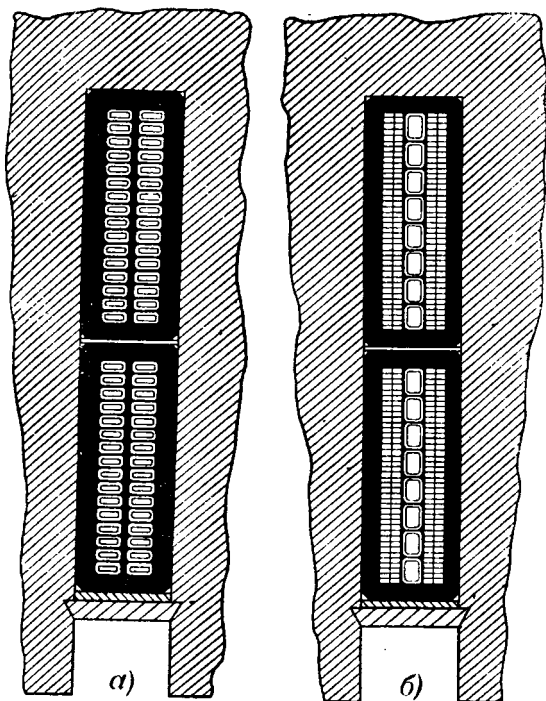


Рис. 2. Варианты исполнения паза статорной обмотки для непосредственного жидкостного охлаждения.

Выполнение непосредственного жидкостного охлаждения обмотки статора возможно либо путем использования полых прямоугольных медных проводников (рис. 2, а), либо путем устройства в катушке центрального вертикального ряда каналов для жидкости между двумя рядами проводников (рис. 2, б). Первый вариант применен в турбогенераторе 260 Мва для станции Ист-Лэк и дает наиболее эффективное использование объема, а следовательно, и наиболее компактную конструкцию обмотки. Во втором варианте неэффективно занимает объем в пазу стенками каналов для жидкости и их изоляцией, необходимой во избежание увеличения потерь от вихревых токов.

С тепловой точки зрения этот вариант также малоэффективен из-за появляющегося перепада температуры от поверхности меди проводников через изоляцию и стенки трубок к охлаждающей жидкости. Однако в ряде конструкций генераторов с определенными габаритами и напряжениями размеры полых проводников становятся настолько большими, что потери в них от вихревых токов могут возрасти выше допустимого уровня, и тогда второй вариант может оказаться более целесообразным.

В ранее опубликованном обзоре² дано краткое описание первого турбогенератора 260 Мва, 18 кв, 3600 об/мин с непосредственным жидкостным охлаждением обмотки статора [Л. 3 и 4]. В этом генераторе система циркуляции охлаждающего масла обособлена от масла уплотнений вала и снабжена необходимой автоматикой, действующей в аварийных условиях на ограничение подачи пара в турбину, а также звуковой и оптической сигнализацией. Даже при полном выходе из работы системы циркуляции масла генератор при давлении водорода в корпусе машины 2,2 атм способен нести 50% номинальной нагрузки. В нормальных же условиях эксплуатации масляная система автоматически приспосабливается к уровню нагрузки генератора.

Приняты надежные меры для предотвращения утечки масла в корпус генератора. Для этой цели давление в масляной системе автоматически поддерживается на 0,21 кг/см² ниже давления водорода в корпусе машины. Кроме того, у входного коллектора масла поддерживается небольшой вакуум, срыв которого при наличии течи

сигнализируется. Количественно утечка водорода в жидкостную систему обмоток измеряется расходомером и быстро обнаруживается газоанализаторами.

Стержни катушек после сборки оконцовываются специальным гидравлическим зажимом и соединяются надежной пайкой. Электрическое соединение между катушками осуществляется при помощи пакета медных шин через наружные медные зажимы на гидравлических зажимах. Пакет шин при насадке зажимается клиньями, расположенными внутри, и затем заливается вместе с ними припоем. К гидравлическому зажиму подводится масло трубками из нержавеющей стали. Таким образом достигаются гидравлическая плотность и хороший электрический контакт в обмотке (рис. 3). После этого лобовые соединения покрываются соответствующей изоляцией. Места присоединения трубок к масляному коллектору должны быть электрически изолированы, механически гибки и надежны. Их конструкция показана на рис. 4.

Стержни катушек после сборки испытывались статическим давлением газа 6,6 кг/см². Затем вокруг боковых сторон стержня создавалась гелиевая среда, а внутри каналов — вакуум, и гелий обнаруживался чувствительным масс-спектрометром на выходе вакуум-насоса. Масс-

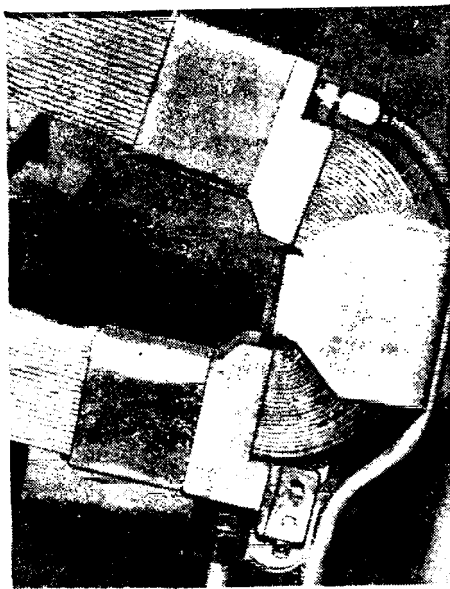


Рис. 3. Конструктивное выполнение электрических и гидравлических соединений в статорной обмотке генератора 260 Мва фирмы Джeneral Электрик.

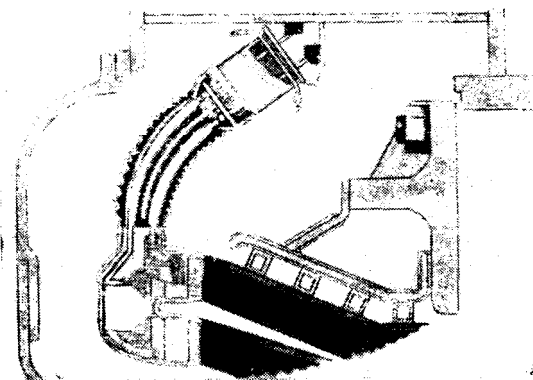


Рис. 4. Конструкция гидравлической связи между масляными коллекторами и статорными обмотками в генераторе 260 Мва фирмы Джeneral Электрик.

² Электричество, стр. 78 (рис. 3) № 10, 1955 г.

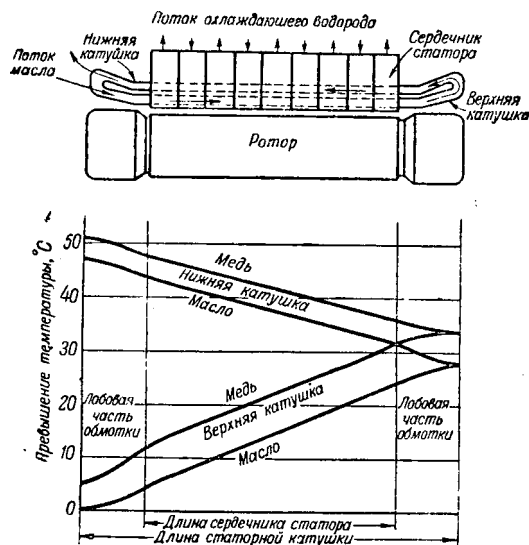


Рис. 5. Расчетные кривые распределения температур вдоль прямого и обратного стержней статорной обмотки генератора 260 Мва фирмы Дженерал Электрик.

спектрометром производилась также проверка и всех других элементов внутренней гидравлической цепи машины до и после сборки в корпус генератора.

Распределение температур по длине гидравлической цепи прямого и обратного стержня катушек (рис. 5) показывает, что максимальное превышение температуры меди будет на выходе жидкости из обратного стержня и что оно не превышает 50°С.

Применение непосредственного жидкостного охлаждения обмотки статора позволяет конструировать машины мощностью до 500 Мва и более, а учитывая транспортные ограничения габаритов и веса и механические ограничения по ротору — до 400 Мва. Комбинаций генераторов 3600 об/мин и 1800 об/мин в двухвальном агрегате можно достигнуть мощности в 1000 Мва.

В настоящее время фирмой Дженерал Электрик изготовляются турбогенераторы 3600 об/мин с непосредственным жидкостным охлаждением обмоток статора суммарной мощностью 2 млн. кв.

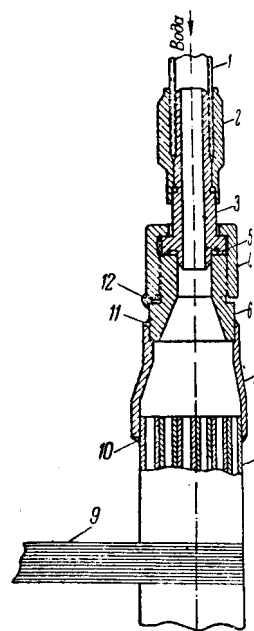
В конструкции фирмы Броун-Бовери маслонасос, масло- и газоохладители и водородный компрессор установлены вне генератора³.

Фирмой Метрополитен-Виккерс в Великобритании изготовлен опытный турбогенератор 30 Мвт, 11,8 кв, 3000 об/мин с непосредственным водяным охлаждением статорной обмотки [Л. 9 и 10]. Турбогенератор установлен на электростанции Болд (св. Елена) Центрального энергоуправления. Дистиллированная вода с удельным сопротивлением 0,4 Мом/см³ направляется насосом через внутренние каналы меди обмотки из торца в торец генератора, где размещаются кольцевые коллекторы холодной и нагретой воды. Подсоединение охлаждающих каналов в стержнях обмотки к коллекторам производится при помощи изоляционных пластмассовых трубок (рис. 6). Над машиной устанавливается расходный напорный бак воды, снабженный поплавковой сигнализацией утечки воды из системы. Цепь циркуляции обслуживается двумя комплектами насосов и охладителей (один резервный), фильтром, контролем и сигнализацией течения воды, ее температуры и проводимости.

Проведенными тепловыми заводскими испытаниями выявлено, что при нагрузке в 1750 а (37,5 Мва и cos φ=0) температура меди обмоток составляла всего 29,2°С, при температуре охлаждающей воды 27°С, что говорит о большой перегрузочной способности машины в пределах допустимых температур для изоляции. Таким образом, температурный перепад между медью и водой не превышал 2,2°С, в том числе поверхностный перепад

Рис. 6. Конструктивное выполнение электрических и гидравлических соединений катушек статорной обмотки генератора 30 Мвт фирмы Метрополитен-Виккерс.

1 — изоляционная пластмассовая трубка для подвода и отвода охлаждающей воды; 2 — медная сжимная муфта; 3 — вкладыш из нержавеющей стали; 4 — гайка из нержавеющей стали; 5 — кольцевой паз; 6 — вкладыш коллектора катушки из нержавеющей стали; 7 — медный коллектор катушки; 8 — полые медные стержни катушки обмотки; 9 — припаянные медные электрические соединители; 10 — пайка с пониженной температурой (по сравнению с 11); 11 — высокотемпературная пайка (900°С); 12 — точечная приварка для закрепления.



0,2°С. Потери в дистиллированной воде и пластмассовых трубках не превышали 1 квт, а при применении водопроводной воды — менее 10 квт. Перепад давления в обмотке статора составлял 1,27 кг/см², а расход мощности на циркуляцию воды 8,8 квт.

Полученный эксплуатационный опыт турбогенератора должен оказать существенную помощь в проектировании и изготовлении турбогенераторов мощностью 200 Мвт и более с водяным охлаждением статорной обмотки. В настоящее время фирме заказаны для станции Уиллингтон «Б» два турбогенератора по 200 Мвт с водяным охлаждением статорной обмотки и водородным охлаждением обмоток ротора при давлении 1,1 атм [Л. 11] с поставкой в 1961 г.

Непосредственное жидкостное охлаждение меди роторной обмотки в настоящее время невыполнимо из-за больших тепловых удлинений меди и развиваемого высокого давления жидкости в обмотках, которое может достигнуть 100 кг/см², что представляет значительные конструктивные трудности.

Косвенное жидкостное охлаждение. Применение жидкости для косвенного охлаждения активных частей турбогенераторов имеет многих сторонников. В этом случае жидкость прокачивается через специальные межпазовые каналы в роторе и статоре для охлаждения меди обмоток. Для лучшей теплопередачи жидкость должна турбулентно протекать через каналы.

Впервые косвенное охлаждение обмоток ротора было предложено фирмой Парсонс в 1914 г. [Л. 6]. Однако эта система не нашла распространения из-за недостаточного снижения температуры обмоток против ожидавшегося.

Фирмой Броун-Бовери [Л. 2] изготовлен опытный турбогенератор средней мощности с косвенным охлаждением ротора⁴.

К. Фехгеймером (США) в 1946 г. также предложены конструкции косвенного охлаждения обмоток ротора и статора крупных турбогенераторов, а также статорной стали [Л. 6 и 7] при одновременном отводе тепла от лобовых частей обмотки (примерно 25% всех потерь в машине) омыванием их струей водорода. Необходимые скорости газа обеспечиваются развиваемыми на ходу генератора центробежными силами.

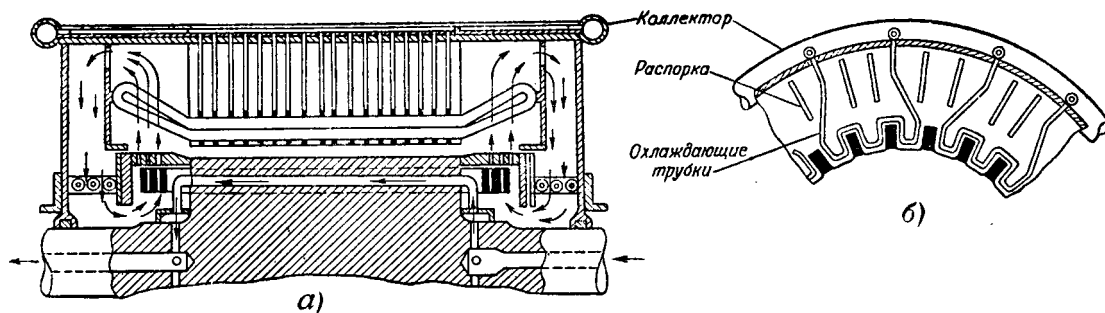
В качестве охлаждающей жидкости для ротора рекомендуется дистиллированная вода с примесью противокоррозийного средства (50% этилового спирта), циркулирующая по замкнутому циклу с температурой не выше

³ Краткое описание этой конструкции см. Электричество, стр. 91 (рис. 9 и 10), № 7, 1956.

⁴ Электричество, стр. 90 (рис. 8), № 7, 1956.

Рис. 7. Разрез статора и ротора с водяным охлаждением по К. Фехгеймеру.

а—продольный разрез;
б—поперечный разрез.



70°С. Возможно применение и кремнийорганических масел.

Охлаждение статора осуществляется [Л. 6] циркуляцией жидкости с электроизоляционными свойствами через прямоугольные трубки, заложенные в межпазовые каналы и каналы в спинке стали сердечника, образованные отверстиями, штампованными в листах. Весь статор погружается в охлаждающую жидкость, прокачиваемую насосом в среднюю часть статора с выходом ее в торцах. Бумажно-бакелитовой изоляцией цилиндр в расточке статора отделяет статор залитой жидкостью от полости вращающегося ротора. В качестве охлаждающей жидкости рекомендуется трансформаторное или турбинное масло, а также пиранол.

Однако в дальнейшем [Л. 7] для упрощения системы охлаждения автор предложил использовать для ротора и статора одну охлаждающую жидкость — воду. Конструктивные формы такого генератора показаны на рис. 7. В этом случае выполняются радиальные межпазовые зазоры, в которых заложены охлаждающие трубки (рис. 7, б), омываемые изнутри водой. Трубки присоединены у торцов машины к двум наружным кольцевым коллекторам холодной и горячей воды. Системы охлаждения ротора и статора объединены вне генератора и обслуживаются общим комплектом насосов и водоводяных теплообменников.

Проверка работы жидкостного охлаждения ротора турбогенератора производилась на специальной гидравлической модели, имитирующей машину 100 Мва. Для гарантирования непрерывности циркуляции воды на высоте 2 м над уровнем оси модели устанавливался напорный бачок, создававший статический напор жидкости в 0,2 атм в неподвижном состоянии и около 0,14 атм при номинальных оборотах модели. Падение напора жидкости при прохождении через ротор составляет примерно 1 ат. Должны быть применены устройства для деаэрации воды.

При расходе воды до 4 л/сек пазовые части обмоток нагревают воду на 17,6°С, а с учетом гидравлических потерь — на 18,4°С. Высокий расход воды снижает ее нагрев и создает более равномерное распределение темпе-

ратуры вдоль обмотки. Конструкция машины значительно упрощается за счет ликвидации вентиляторов на валу, больших газоохладителей, сложных вентиляционных каналов ротора и статора, облегчаются торцовые крышки и т. д. Значительно повышается использование активных материалов машины.

Основываясь на 25-летнем опыте жидкостного охлаждения преобразователей для электровозов, в Венгрии также произведена лабораторная проверка возможности косвенного жидкостного охлаждения турбогенераторов [Л. 5], показавшая полную надежность этой системы как в части коррозии, так и водонепроницаемости. Вода проходит через медные сплюснутые трубки (прямая и обратная струя), заложенные в каждом межпазовом канале. Зазор между трубками занят припаянной медной распоркой. Трубки с медной распоркой зажаты в пазу при помощи двух встречных клиньев (рис. 8). Теплопередача от меди обмоток к охлаждающим трубкам повышается, доходя до 0,0265 Вт/дм°С, за счет сведения к минимуму воздушных зазоров и уплотнения изоляции при разогретой меди обмоток до 120°С. При этом изменение скорости воды в трубках от 1 до 2,5 м/сек почти не влияло на коэффициент теплопередачи.

Линейная плотность тока возбуждения, пропорциональная удвоенному диаметру ротора в миллиметрах, может быть доведена до 2000 а/см и более или 157 тыс. а/полюс. Венгерские инженеры считают такую конструкцию косвенного жидкостного охлаждения особо подходящей для принятых в Венгрии роторов с параллельными пазами и перекрещивающимися лобовыми частями обмоток в пазах стали торцов ротора. В связи с этим обмотка имеет возможность охлаждаться по всей длине. Кроме того, в этих роторах имеется возможность создания предварительного механического напряжения, которое уничтожает смещение меди по отношению к стали сердечника при температурных изменениях во время эксплуатации машины.

Охлаждение статора рекомендуется также погружением всех его активных частей в масло.

Литература

1. Power Engineering, стр. 98, № 8, 1953.
2. E. Wiedemann, ETZ-A, стр. 744, № 20, 1955.
3. C. E. Killbourn, C. H. Holley. El. Eng., стр. 436, № 5, 1956.
4. C. E. Killbourn, S. B. McClure. El. World, т. 139, стр. 137, № 16, 1953.
5. A. Mandi, J. Urbanek, L. Heller. CIGRE, докл. № 132, 1956.
6. C. J. Fehheimer. Tr. AIEE, т. 66, стр. 553, 1947.
7. C. J. Fehheimer. El. Eng., стр. 218, № 3, 1951.
8. R. A. Baudry, P. R. Heller, H. K. Reamey. Tr. AIEE, т. 71, стр. 214, 1952.
9. Metropolitan-Vickers Gazette, т. 27, стр. 389, № 449, 1956.
10. The Engineer, т. 202, стр. 854, № 5264, 1956.
11. Metropolitan-Vickers Gazette, т. 28, стр. 60, № 451, 1957.

Инж. А. М. Берковский

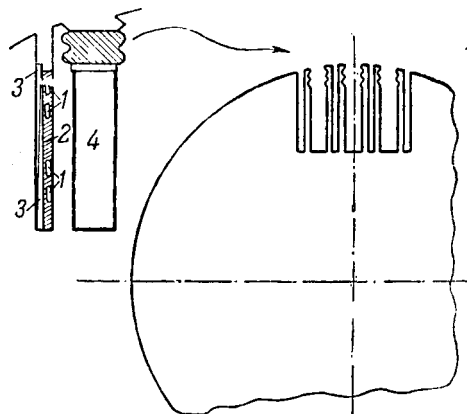


Рис. 8. Венгерская конструкция косвенного водяного охлаждения ротора.

1 — медные сплюснутые водяные трубки прямой и обратной струи;
2 — медные распорки; 3 — встречные клинья; 4 — паз.

МЕТОД ИЗУЧЕНИЯ ВОССТАНАВЛИВАЮЩИХСЯ ПЕРЕХОДНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

Метод основан на подобии процессов восстановления напряжения при гашении тока короткого замыкания выключателем и при разрыве выпрямленного тока схемой выпрямления одной полуволны, когда выпрямитель включен вместо выключателя. Характер процесса в обоих случаях показан на рис. 1. По природе работы выпрямитель может прервать ток только в момент его перехода через нуль; после этого момента выпрямитель имеет очень небольшой ток проводимости. Поэтому после разрыва тока выпрямителем на его зажимах восстанавливается напряжение с частотой собственных колебаний сети.

Для исследования собственных переходных восстанавливающихся напряжений сети используют низковольтный выпрямитель, включаемый вместо выключателя в полностью собранную, но не возбужденную сеть. Восстанавливаемое напряжение измеряют не на выпрямителе (выключателе), а на нагрузке, для того чтобы избежать влияния емкости трансформатора, питающего выпрямитель, на параметры сети и, следовательно, на восстанавливаемое напряжение. В этом случае, как видно из рис. 1, б, отсутствует кривая E_{2-3} (составляющая 50 гц в восстанавливаемом напряжении), но это обстоятельство не существенно, так как за время переходного процесса мгновенное значение кривой 50 гц изменяется незначительно. Для уменьшения влияния нелинейности характеристики вентилей в момент перехода тока через нуль автор рекомендует применить три параллельно включенных вентиля.

Схема соединений рекомендуемой испытательной установки показана на рис. 2. Последовательное сопротивление уменьшает влияние нелинейности характеристик вентилей и регулирует ток от питающего небольшого осветительного трансформатора; шунт служит для измерения тока. Электронный осциллограф включается параллельно нагрузке. Ее полное сопротивление в мощных сетях настолько мало, что при токах порядка 1...1,5 а, применяемых при опытах, падение напряжения на нагрузке столь невелико, что его нужно усиливать. Поэтому усилитель схемы должен иметь широкую полосу пропускания частот при постоянном коэффициенте усиления.

Схема должна быть снабжена устройством для синхронизации, развертки и для изучаемого явления. В этом случае многократно повторяющееся явление может быть видимо на экране осциллографа в виде неподвижного изображения, которое легко зарисовать и сфотографировать. Автором приводится ряд сравнительных осциллограмм восстанавливающихся напряжений, снятых непосред-

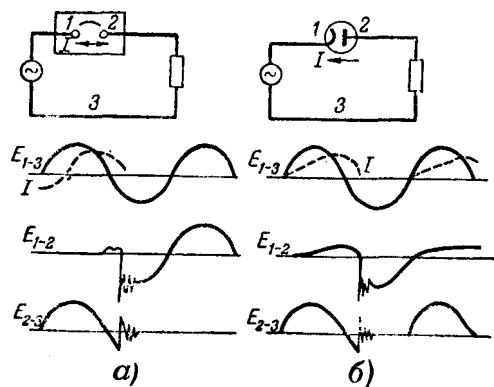


Рис. 1. Подобие в процессе разрыва тока.
а — в выключателе; б — в схеме выпрямления одной полуволны.

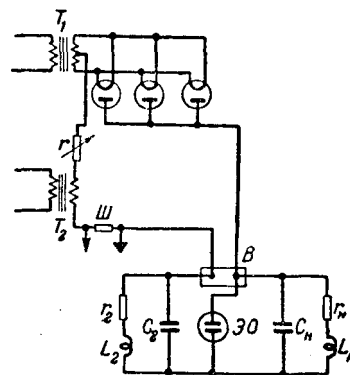


Рис. 2. Схема экспериментальной установки.
 T_1 — трансформатор накала; T_2 — осветительный трансформатор 20 в; r — регулировочное сопротивление; r_2, L_2, C_2 — сторона генератора; r_N, L_N, C_N — сторона нагрузки; B — выключатель; $Ш$ — шунт для измерения тока; $ЭО$ — электронный осциллограф.

ственно при коротком замыкании в сети при помощи описанной установки, показавших практически полное их подобие.

(W. C. Kotheimer. Tr. AIEE, т. 74, стр. 1083, 1955).

Кандидат техн. наук, доц. Е. В. Калинин

Хроника

ДИССЕРТАЦИИ

В ученых советах институтов Москвы и Ленинграда защищены следующие диссертации¹ на соискание ученой степени кандидата технических наук.

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

им. КРЖИЖАНОВСКОГО АКАДЕМИИ НАУК СССР

Д. С. Степанов защитил 3 мая 1954 г. диссертацию на тему «Методы выбора размеров и точек установки источников реактивной мощности в распределительных сетях электрических систем». Официальные оппоненты: проф. П. Г. Грудинский и к. т. н., доц. Л. А. Вааг.

Дается оригинальное решение ряда вопросов выбора расположения источников реактивной мощности с учетом народнохозяйственной эффективности мероприятий.

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке им. Ленина в Москве и в библиотеках институтов по месту защиты.

Н. Г. Джанджугазов защитил 23 сентября 1954 г. диссертацию на тему «Методы экспериментального определения некоторых электромагнитных характеристик мощных трансформаторов и реакторов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. А. Венников и к. т. н. Э. А. Манькин.

Дано теоретическое обоснование методики измерения потерь в отдельных деталях при помощи пояса Роговского и проведен ряд измерений. Разработан термоэлектрический ваттметр, проанализирована его работа и предложен метод градуировки прибора.

Г. Х. Побуль защитил 23 сентября 1954 г. диссертацию на тему «Вопросы выбора конфигурации сельскохозяйственных электрических сетей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. А. Будзко и д. т. н., проф. Л. Е. Эбин.

Разработана методика выбора конфигурации высоковольтной распределительной сети, а также методика для определения местоположения питающей подстанции и оптимального числа питающих линий при помощи соот-

ветствующих формул и графиков. Изучено влияние количества присоединяемых потребителей (колхозов и совхозов) на значение коэффициента одновременности.

Н. Н. Леонов защитил 21 октября 1954 г. диссертацию на тему: «Электронный дифференциальный анализатор». Официальные оппоненты: член-корр. АН СССР Б. Н. Петров и к. т. н. Б. Я. Коган.

Рассмотрены вопросы разработки и анализа решающих элементов установки операционных усилителей, умножителя и функционального преобразователя, а также устойчивости схем набора задач. Даны описание схемы установки, порядок работы на ней и приведены примеры решения задач.

В. Н. Борисов защитил 4 ноября 1954 г. диссертацию на тему «Защита конденсаторов продольной компенсации от перенапряжений разрядником с воздушным дутьем». Официальные оппоненты: д. т. н. Е. М. Цейров и к. т. н. В. И. Левитов.

Рассматриваются сложные и недостаточно изученные процессы в мощной электрической дуге при наличии воздушного дутья. Предлагается применять для разрядника камеру продольного дутья с полыми электродами в виде конических сопел.

ИНСТИТУТ АВТОМАТИКИ И ТЕЛЕМЕХАНИКИ АКАДЕМИИ НАУК СССР

В. В. Горский защитил 23 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Теоретическое и экспериментальное исследование частотного управления электропривода с асинхронным двигателем». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. В. Нитусов и к. т. н. А. А. Булгаков.

Изложены в систематизированном виде материалы по теории асинхронного двигателя при переменной частоте с новыми результатами, разработан новый тип преобразователя частоты и проведено его полное теоретическое и экспериментальное исследование.

МОСКОВСКИЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

М. А. Паулаускас защитил 21 мая 1954 г. диссертацию на тему «Исследование электропривода рольганга по системе генератор—двигатель с применением для управления и регулирования магнитных усилителей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и к. т. н., доц. В. Е. Боголюбов.

Разработана методика расчета переходных процессов для схемы с магнитным усилителем, проведено экспериментальное исследование макета установки.

И. И. Левина защитила 28 мая 1954 г. диссертацию на тему «Схемы автоматического поддержания постоянства скорости динамического торможения асинхронного двигателя». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. В. Нитусов и к. т. н. П. С. Арзамасцев.

Рассматривается метод расчета статических характеристик и переходных режимов схем автоматического поддержания постоянства скорости динамического торможения асинхронных двигателей. Исследованы две схемы, построенные применительно к приводу шахтных подъемников, а также указан метод выбора оптимальных характеристик машин и аппаратов, применяемых в исследуемых схемах.

С. Н. Дмитриев защитил 15 июня 1954 г. диссертацию на тему «Определение величины резерва мощности энергетической системы методом вероятного анализа». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. В. Болотов и к. т. н., доц. Г. С. Борчанинов.

Предлагается новый путь решения задачи обоснования величины резерва энергетической системы, предусматривающего всю совокупность возможных случайных причин нарушения планового энергоснабжения.

Г. А. Бакунц защитил 22 июня 1954 г. диссертацию на тему «Перегрузочные режимы энергетической системы». Официальные оппоненты: проф. И. И. Соловьев и к. т. н. Л. Г. Мамиконянц.

Рассматриваются факторы, влияющие на перегрузочный режим, приводится теория перегрузочного режима, показывается необходимость эксплуатационного контроля степени устойчивости системы также по углу.

А. Н. Парфенов защитил 23 июня 1954 г. диссертацию на тему «Электропривод станков-качалок нормального ряда». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и к. т. н., доц. А. М. Антовиль.

Рассмотрена кинематика станков-качалок, получены выражения для перемещения, скорости и ускорения точки подвеса штанг к балансиру в зависимости от угла поворота вала кривошипа. Дан анализ статического момента на валу электродвигателя. Даны выражения для коэффициента формы графика статических моментов на валу электродвигателя, а также расчетные номограммы, весьма облегчающие расчеты.

К. В. Степанов защитил 23 июня 1954 г. диссертацию на тему «Исследование дуговой электрической печи по выплавке карбида кальция и выбор наимыгоднейшего режима ее работы». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. О कोरोков и к. т. н., доц. А. Д. Свенчанский.

Предложен метод построения круговых диаграмм и электрических характеристик карбидных печей, учитывающий факт существования в печи шихтовой и дуговой проводимостей и позволяющий правильно выбирать наимыгоднейший режим работы печи.

Е. А. Мишарина защитила 25 июня 1954 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы расчета магнитных полей асинхронных машин». Официальные оппоненты: проф. С. А. Погожев и к. т. н. А. М. Ланген.

Проводится аналитическое исследование магнитного поля асинхронной машины при помощи уравнений Лапласа для конечного значения магнитной проницаемости в двух случаях: без учета и с учетом зубцового слоя. Разработан графоаналитический метод построения поля, который позволяет путем последовательного приближения найти действительную кривую поля в воздушном зазоре машины с учетом насыщения стали.

Ф. Ф. Воронцов защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему «Методика исследования и выбора схем городских электрических сетей для районов новой застройки». Официальные оппоненты: проф. В. Н. Степанов и к. т. н. И. С. Бесмертный.

В основу метода взяты уравнения, связывающие сумму капитальных затрат на сооружение сети и сумму годовых эксплуатационных расходов. Предлагаются формулы, при помощи которых определяются наимыгоднейшие экономические условия работы для одного из вариантов схемы сети.

П. К. Карцев защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему «Исследование турбогенераторов при несимметричной нагрузке». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. А. Сыромятников и к. т. н., доц. Н. И. Соколов.

Обобщен и обработан значительный по объему экспериментальный материал, полученный автором при испытании нескольких генераторов. Построены базисные эксплуатационные характеристики, по которым легко найти допустимый ток возбуждения при любой несимметричной нагрузке.

Н. Г. Катков защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему «Магнетодиэлектрики в импульсном режиме и вопросы теории их магнитных спектров». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н. Е. И. Кондорский и к. т. н. Г. Т. Марков.

Разработан новый метод теоретического исследования явлений дисперсии в ферромагнитных сердечниках, получен ряд новых выводов об особенностях магнитных спектров тел сложной структуры, предложена методика измерений частотных характеристик импульсного режима работы материала.

С. Д. Османов защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему «Аналитическое исследование переходных процессов и анализ устойчивости в схеме управления блуминга». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и к. т. н., доц. Н. П. Куницкий.

Рассматривается и анализируется схема управления возбуждения генератора реверсивного прокатного стана посредством электромашиного усилителя поперечного поля. Изложена методика расчета для систем электромашиного усилителя. Проведен численный расчет для получения количественных оценок влияния отдельных параметров рассматриваемой системы на переходные процессы.

С. А. Петров защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему: «Исследование магнитной цепи тягового двигателя при пульсирующем напряжении». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. В. Нитусов, к. т. н., доц. А. Б. Иоффе и к. т. н. О. А. Некрасов.

Разработанная методика позволяет для различных режимов работы двигателя от пульсирующего напряжения определять расчетным путем амплитуду и фазу основной гармоники переменной составляющей потока в отдельных участках магнитопровода, а также выявляющиеся при этом дополнительные потери в стали с учетом влияния вихревых токов в массивных сердечниках и непостоянства магнитной проницаемости.

Э. М. Ристхейн защитил 30 июня 1954 г. диссертацию на тему «Поведение асинхронных короткозамкнутых двигателей при кратковременных перерывах питания». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. А. Сыромятников, к. т. н. Л. Г. Мамиконянц и к. т. н., доц. Б. А. Князевский.

Предложен метод экспериментального определения основных параметров двигателя по осциллограмме снижения напряжения на зажимах статора при отключении двигателя от сети. Показано, что при неблагоприятных условиях в двигателе при самозапуске после кратковременного отключения источника питания (например, при АПВ) могут возникнуть весьма значительные моменты вращения (до 20-кратных). Предложены мероприятия по уменьшению величин токов и моментов вращения при реверсе. Разработана схема для автоматического снятия осциллограмм.

В. Ниту защитил 22 октября 1954 г. диссертацию на тему «Применение реакторов в схемах электрических станций на генераторном напряжении». Официальные оппоненты: проф. В. Н. Степанов и к. т. н. А. А. Тайц.

На основе анализа существующих схем с применением реакторов дано новое оригинальное их решение. Показано, что вариант «шины — реактор — выключатель» в настоящее время имеет явное преимущество в отношении надежности, а в некоторых случаях и экономичности.

З. Трояnek защитил 3 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы несимметрии в электрической системе». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Г. И. Атабеков и к. т. н. Л. Г. Мамиконянц.

Изучены методы расчета сложных видов несимметрий при помощи расчетных столов постоянного и переменного тока, комплексные, схемы замещения, вопросы компенсации несимметрии.

И. П. Крючков защитил 10 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Повышение надежности работы косвенных систем возбуждения синхронных генераторов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. А. Сыромятников и к. т. н. Б. Г. Оркина.

Рассмотрено поведение двигатель-генератора возбуждения при коротком замыкании в цепи статора синхронного генератора с учетом форсировки возбуждения, изменения скорости двигателя и переходных процессов в возбуждатель и подвозбудитель. Даны основные требования к двигатель-генераторному возбуждению.

Б. Бенда защитил 31 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Теоретическое и экспериментальное исследование успокоительной системы явнополюсных синхронных машин». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Т. Г. Сорокер и к. т. н. Т. Х. Стефанович.

Изучены физические процессы в успокоительной системе явнополюсных синхронных машин и дан расчет ее параметров.

Ким Ын Диб защитил 31 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Неявнополюсный синхронный двигатель». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и к. т. н. М. И. Земляной.

Приведена новая схема обмотки возбуждения синхронного неявнополюсного двигателя. При пуске обмотка используется как двухфазная, причем части обмотки, включенные бифилярно, используются в качестве дополнительного активного сопротивления, позволяющего получить пусковой момент двигателя необходимой величины. Исследован новый тип синхронного неявнополюсного двигателя, разработана методика расчета этого двигателя.

Н. Н. Павлов защитил 31 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Анализ и мероприятия электробезопасности при эксплуатации экскаваторов в условиях угольных размеров». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. В. Нитусов и к. т. н., доц. Л. В. Гладиллин.

Исследованы условия электробезопасности при эксплуатации одноковшовых электрических экскаваторов в условиях угольных резервов и разработаны защитные мероприятия, повышающие безопасность обслуживания экскаваторов. Теоретически и экспериментально исследован вопрос о новых методах защиты обслуживающего персонала от опасности поражения током.

В. А. Петрова защитила 31 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Электропневматическая релейная следящая система для дистанционного управления главным тормозом буровой лебедки». Официальные оппоненты: проф. Я. З. Цыпкин и проф. Е. Г. Дудников.

Разработан макет следящей системы, который может быть использован в нефтяной промышленности. Теоретические исследования подкреплены экспериментально.

Л. П. Соболева защитила 31 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Электронно-оптический метод исследования микрополей магнитных материалов». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н., проф. В. А. Фабрикант и к. ф.-м. н. И. М. Пузей.

Работа посвящена разработке и исследованию электронно-оптического метода для количественного определения микрополей, обусловленных доменным строением ферромагнитных материалов.

МОСКОВСКИЙ ИНЖЕНЕРНО-ФИЗИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

П. В. Власов защитил 27 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Исследование сверхскоростных асинхронных электродвигателей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и к. т. н., доц. М. И. Романов.

Приведен основной материал по методике расчета сверхскоростных электродвигателей. Рассмотрен весьма сложный вопрос поверхностного эффекта в ферромагнитных материалах. Приведен большой опытный материал по выяснению влияния различного типа исполнения ротора (массивный стальной, стальной омедненный и др.) на рабочие характеристики двигателей. Рассмотрены вопросы балансировки роторов и экспериментального исследования сверхскоростных электродвигателей.

ВСЕСОЮЗНЫЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

Ю. И. Чуверин защитил 17 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Улучшение формы кривой первичного тока электровоза с ртутным выпрямителем с целью уменьшения его мешающего влияния на линии связи». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Ю. К. Минов и к. т. н. Б. Г. Каменецкий.

Исследована работа ртутных выпрямителей на электровозах однофазного тока; дан новый метод расчета фильтров.

ЦЕНТРАЛЬНЫЙ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ ИМ. ЖУКОВСКОГО

В. А. Ремизевич защитил 29 января 1947 г. диссертацию на тему «Анализ работы и обоснование выбора мощного привода аэродинамичес-

ких труб». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. Л. Каганов и к. т. н. Б. А. Талалай.

Проводится анализ законов изменения скорости главного привода от ряда параметров при применении различных видов питания (схемы Ленарда, управляемый ртутный выпрямитель и т. д.). Рассматривается вопрос о выборе электрических машин и схем питания для главного привода по роду тока, мощности и наимыгоднейшему к. п. д.

МОСКОВСКИЙ ИНЖЕНЕРНО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ ИМ. ОРДЖОНИКИДЗЕ

Я. В. Мильман защитил 30 мая 1947 г. диссертацию на тему «К вопросу о выборе напряжения силовых и осветительных сетей текстильных фабрик». Официальные оппоненты: проф. С. А. Бургучев и д. т. н., проф. М. А. Петров.

Рассматриваются существующие методы электроснабжения текстильных предприятий и устанавливаются наиболее рациональные схемы электроснабжения, типы привода и способы освещения.

Исследован ряд вопросов работы ртутных выпрямителей на электровозах однофазного тока; дан новый метод расчета фильтров, могущий иметь практическое применение. Проведены эксперименты на установке, моделирующей электровоз, позволившей провести анализ сложных процессов при разных режимах, а также способов подавления высших гармоник.

Н. Д. Сухопрудский защитил 5 ноября 1954 г. диссертацию на тему «Новые методы испытаний изоляции тяговых электродвигателей электроподвижного состава электрифицированных железных дорог». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. В. Горохов и инж. В. В. Савченко.

Описывается аппаратура, разработанная автором для контроля увлажнения тяговых двигателей и контроля наличия механических повреждений, а также аппаратура для испытания междувитковой изоляции тяговых двигателей. Даются описание, схемы и фотографии разработанного автором импульсного генератора и осциллографа для съемки вольт-секундной характеристики междувитковой изоляции тяговых двигателей.

ВСЕСОЮЗНЫЙ ЗАОЧНЫЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

А. Ф. Симонов защитил 4 октября 1954 г. диссертацию на тему «Автоматическое регулирование консистенции пульпы в электроприводе землесосных снарядов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. А. Никитин и д. т. н., проф. Е. В. Нитусов.

Предлагается электрический метод измерения и контроля пульпы по изменению ее электропроводности в виде новой мостовой схемы измерения с автоматическим исключением влияния других факторов, кроме консистенции пульпы.

ОБЪЕДИНЕННЫЙ СОВЕТ ВИМ И ВИЭСХ

Н. А. Чукаев защитил 29 июня 1954 г. диссертацию на тему «Исследование бесконтактной командной схемы для регуляторов напряжения сельских электрических сетей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. К. С. Бобов и к. т. н. А. А. Глебович.

Исследуется автоматическое регулирование напряжения сети при помощи переключаемого автотрансформатора. Разработана новая схема регулирования, в которой реагирующий (воспринимающий) и исполнительный органы регулятора являются бесконтактными и имеют в качестве основного элемента магнитный усилитель.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНСТИТУТ ИНЖЕНЕРОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

Д. М. Лупкин защитил 4 июня 1952 г. диссертацию на тему «К вопросу определения критических условий возникновения кругового огня на коллекторе тягового электродвигателя в двигательном и генераторном ре-

жимах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Л. М. Пиотровский и к. т. н., доц. Н. Н. Сидоров.

Исследованы условия возникновения кругового огня на коллекторе тяговых электродвигателей; предложен ряд мероприятий по повышению устойчивости работы в борьбе с круговым огнем.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ ИНЖЕНЕРОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

Н. Н. Сущев защитил 28 июня 1952 г. диссертацию на тему «Использование высоковольтных линий автоблокировки для питания потребителей электроэнергии на железных дорогах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. П. С. Дурново и к. т. н., доц. С. Е. Кузин.

Обосновано использование в стабилизаторах напряжения карборундовых сопротивлений; показана возможность питания мелких потребителей железных дорог от линий автоблокировки; разработан обобщенный метод расчета пропускной способности линии.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНЖЕНЕРНО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

С. Н. Никогосов защитил 28 июня 1952 г. диссертацию на тему «Принципы рационального построения городских кабельных сетей среднего (6—10 кВ) напряжения». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. Д. Каменский и доц. И. В. Гофман.

Дано технико-экономическое исследование основных вопросов построения городских кабельных питательных сетей, а также даны новые предложения по выбору схем электрических соединений и по выбору параметров отдельных элементов сети.

ВСЕСОЮЗНЫЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ МЕТРОЛОГИИ ИМ. МЕНДЕЛЕЕВА

М. А. Земельман защитил 8 июня 1951 г. диссертацию на тему «Стабилизация питания измерительных цепей поверочных установок постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. С. И. Зилитинкевич и к. т. н. Б. Е. Рабинович.

Предложена схема стабилизатора, обеспечивающего поддержание заданного значения напряжения с высокой степенью точности. Стабилизатор пригоден для питания измерительных цепей установок для проверки вольтметров и ваттметров класса 0,5 и 0,2. Проведен теоретический анализ и разработана методика расчета стабилизатора в целом и основных его элементов.

Н. М. Рудный защитил 27 февраля 1953 г. диссертацию на тему «Исследование ваттметрового метода измерения потерь на гистерезис и вихревые токи при повышенной и повышенных частотах». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н., проф. Б. М. Янтовский и к. т. н. Е. Т. Чернышев.

Исследован вопрос о расширении пределов применения ваттметрового метода для измерения потерь на гистерезис и вихревые токи при повышенных частотах.

Н. В. Левицкая защитила 25 июня 1954 г. диссертацию на тему «Применение активного делителя для проверки трансформаторов напряжения в диапазоне частот от 400 до 8000 Гц». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. М. Залеский и к. т. н. Т. Б. Рождественская.

Создана установка для проверки образцовых трансформаторов напряжения при частотах 400...8000 Гц, дана теория этой установки, позволяющая определить порядок величины ожидаемых погрешностей, а также методика измерения и расчета элементов установки.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНСТИТУТ АВИАЦИОННОГО ПРИБОРОСТРОЕНИЯ

А. В. Поваляев защитил 20 июня 1951 г. диссертацию на тему «Исследование электроизмерительных приборов с подвижным магни-

том». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. О. Арутюнов и к. т. н., доц. Е. Т. Чернышев.

Рассматриваются качественные положения теории приборов и выводятся основные аналитические выражения, дающие возможность проследить зависимость основных характеристик от различных параметров, а также их взаимную связь.

ЦНИИ им. КРЫЛОВА

М. Ю. Пошерстник защитил 4 декабря 1954 г. диссертацию на тему «Исследование нагрева кабелей при одинаковой и пучковой прокладке». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. М. Михайлов и проф. Б. М. Мордовин.

Даны новые методы расчета нагрева любого кабеля в пучке и ряд расчетных формул, удобных для практического применения и хорошо совпадающих с результатами эксперимента.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ГОРНЫЙ ИНСТИТУТ

Л. Ф. Шклярский защитил 17 января 1947 г. диссертацию на тему «Электропривод скреперных лебедок». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Т. М. Еланчик и к. т. н., доц. А. В. Рысьев.

Проведен анализ режима работы привода скреперных лебедок на основании нагрузочных диаграмм привода скреперных лебедок, снятых автором в производственных условиях. Выяснилось, что двигатель скреперных лебедок необходимо проверять на число включений в час скреперной лебедки при непрерывно вращающемся двигателе.

Н. М. Караваева защитила 27 марта 1951 г. диссертацию на тему «Системы непрерывного электромашиного регулирования электрического оборудования открытых горных разработок». Официальные оппоненты: проф. Г. М. Еланчик и д. т. н. доц. С. А. Алаторцев.

Исследованы условия, определяющие режим работы привода одноковшовых экскаваторов, а также различные системы непрерывного электромагнитного регулирования с точки зрения степени совершенства их работы.

Д. М. Каминский защитил 26 июня 1951 г. диссертацию на тему «Ионные преобразователи на тяговых подстанциях открытых горных выработок». Официальные оппоненты: д. т. н. Б. М. Шляпошников и к. т. н., доц. А. В. Рысьев.

Произведен критический и научный анализ существующих систем выпрямительных устройств. На основе экспериментальных графиков нагрузки на подстанции произведены аналитические исследования с точки зрения выбора элементов оборудования.

М. Я. Дурнев защитил 30 октября 1951 г. диссертацию на тему «Автоматизированный электропривод врубных машин и горных комбайнов». Официальные оппоненты: проф. Н. П. Лакоза и д. т. н. И. А. Файбисович.

Дано обоснование выбора параметров электродвигателя, показана целесообразность применения их автоматического регулирования, обоснована структурная схема автоматического регулятора, а также разработаны две принципиальные схемы регулирования нагрузки электродвигателей врубных машин и горных комбайнов.

Док. А. С. Сергеев
Москва

СОВЕЩАНИЕ НА НОВОЧЕРКАССКОМ ЭЛЕКТРОВОЗОСТРОИТЕЛЬНОМ ЗАВОДЕ

В июне 1957 г. на Новочеркасском электровозостроительном заводе им. Буденного (НЭВЗ) было проведено совещание по схемам рекуперативного торможения для электровозов переменного тока с ионными преобразователями.

В работе совещания приняли участие представители ЭМ АН СССР, ИКТП АН СССР, ЦНИИ МПС, ЛПИ, ИИ, ЛПИИЖТ, НПИ и работники завода.

В докладе о состоянии вопроса и задачах по разработке и осуществлению схем рекуперативного торможения на электровозах переменного тока с ионными преобразователями выступил главный конструктор завода

Б. В. Суслов, который подчеркнул, что разработка схемы рекуперативного торможения и ее практическое осуществление на электровозах переменного тока типа НО, выпускаемых НЭВЗ, не вызывают сомнений.

Инж. А. И. Харитонов сообщил, что в ЛПИ по заданию завода под руководством к. т. н. А. В. Поссе выполнен теоретический анализ работы преобразовательного агрегата электровоза переменного тока с ионными преобразователями в инверторном режиме, исследована работа модели электровоза в установившихся и переходных режимах при включении и при отсутствии автоматического регулирования инвертора, произведена эскизная проработка силовой схемы электровоза, исследованы тормозные характеристики электровоза при рекуперативном торможении. Исследования ЛПИ показали, что на электровозе типа НО можно осуществить эффективное рекуперативное торможение в диапазоне скоростей от 70 до 4 км/ч.

К. т. н. Е. М. Берлин предложил внести улучшение в разработанную ЛПИ схему автоматического регулятора инверторного агрегата электровоза.

Б. Н. Тихменев (ЦНИИ МПС) подчеркнул реальность создания электровоза переменного тока с рекуперативным торможением путем перевода преобразовательного агрегата в инверторный режим и указал на то, что у этих электровозов тормозные характеристики значительно лучше, чем у электровозов постоянного тока. ЦНИИ МПС совместно с заводом приступил к разработке схемы рекуперативного торможения для электровоза типа НО как непосредственно на самом электровозе, так и в лабораторных условиях.

Д. т. н., проф. Д. А. Завалишин отметил, что в ИЭМ АН СССР создана модельная установка инвертора электровоза типа НО, на которой будет исследована устойчивость схемы рекуперативного торможения и рассмотрены рекомендации по улучшению коэффициента мощности преобразовательного агрегата электровоза.

Инж. А. Л. Лозановский сообщил о работах лаборатории НЭВЗ по созданию экспериментальной установки для опытной проверки теоретических разработок по схеме рекуперативного торможения на электровозе типа НО.

Инж. М. Лурье остановился на проведенном в лаборатории НЭВЗ теоретическом исследовании устойчивости инверторного агрегата электровоза при установившихся и переходных режимах.

Инж. В. А. Гапоненко информировал о разработках схем защиты, поддерживающих устойчивость инверторного агрегата, которые ведутся в Новочеркасском политехническом институте.

Совещание одобрило работы по введению рекуперативного торможения на электровозах переменного тока с ионными преобразователями и признало необходимым ускорить выполнение экспериментальных исследований режимов инвертирования тока применительно к параметрам и условиям работы электровоза и наметило важнейшие направления исследований работ.

Инж. В. Я. Якубовский и инж. Б. А. Тушканов
г. Новочеркасск

10-ЛЕТИЕ ВСЕСОЮЗНОГО ЗАОЧНОГО ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

1 сентября 1947 г. Министерством высшего образования СССР был создан Всесоюзный заочный энергетический институт подготовки и усовершенствования инженеров (ВЗЭИ), задачей которого является: подготовка без отрыва от производства инженеров по энергетике, электромашиностроению, автоматике, электронике, радиотехнике и смежным с ними областям промышленности, а также усовершенствование инженеров, работающих на производстве, с целью сообщения им новейших знаний и результатов передового опыта в соответствующих областях науки и техники.

В институте имеется пять факультетов подготовки инженеров и, кроме того, факультет усовершенствования дипломированных инженеров¹.

В ряде крупных промышленных центров страны за истекшие годы были созданы филиалы и учебно-консультационные пункты ВЗЭИ. Обучающиеся в институте рабо-

тают на предприятиях более 400 городов Советского Союза, включая и такие отдаленные районы страны как Сахалин, Норильск и др.

С первых лет работы профессорско-преподавательский коллектив института приступил к разработке методики заочного высшего энергетического образования и созданию учебных и учебно-методических пособий для студентов и слушателей, включая руководства по выполнению лабораторных работ и курсовому проектированию, задачки с разбором решения типовых задач и т. п. Затем в институте было приступлено к созданию письменных лекций и учебных пособий по многим дисциплинам, учитывая, что не все имеющиеся учебники могут быть использованы для самостоятельного изучения дисциплин в порядке заочного обучения. В настоящее время студенты первых трех курсов ВЗЭИ обеспечены учебными пособиями, изданными ВЗЭИ.

При сроке обучения в 5 лет 10 месяцев Всесоюзным заочным энергетическим институтом уже выпущено более 1 000 инженеров. Дипломные проекты, выполняемые студентами ВЗЭИ, в значительном большинстве выполняются на практические полезные темы, в них решаются конкретные задачи, соответствующие производственным запросам предприятий, на которых работают студенты. Ряд разработок новых приборов и аппаратов представляется на защиту в виде фактически выполненных дипломами макетов. Многие дипломные проекты непосредственно внедряются в производство. Можно назвать, в качестве примера, следующие работы: «Электрооборудование рефрижераторного судна водоизмещением 10 000 т», «Электропривод тяжелого карусельного станка с диаметром обработки 6 м», «Серия генераторов для ветроэлектростанций малой мощности», «Испытательная станция мощных в. в. трансформаторов», «Плывучий кабель малых габаритов» и др..

Факультет усовершенствования ВЗЭИ за эти годы закончило свыше 2 000 инженеров. Получили пользу и те инженеры, которые по разным причинам прошли курс усовершенствования неполностью. Многие из успешно окончивших факультет усовершенствования ВЗЭИ в дальнейшем развили свои работы и выполнили на их базе кандидатские диссертации.

В порядке сотрудничества с промышленными предприятиями и научно-исследовательскими учреждениями проводится ряд научно-исследовательских работ; так, например, силами ВЗЭИ были разработаны методы расчета дальних линий электропередачи, дальнего теплоснабжения, нагрева электроприводов и др.

В качестве положительной тенденции, наметившейся в системе ВЗЭИ в вопросе охвата высшим заочным образованием, следует отметить все более увеличивающееся количество обучающихся во ВЗЭИ работников предприятий, расположенных на большом расстоянии от Москвы.

Большую помощь в деле улучшения учебного процесса на местах и создания надлежащих условий для студентов-заочников могут оказать Советы народного хозяйства экономических районов страны; институт будет развивать в этом направлении свои связи с совнархозами. Перед ВЗЭИ стоит задача по расширению охвата заочным обучением энергетических кадров отдаленных от центра предприятий страны и по улучшению качества учебной работы на всех факультетах института.

Кандидат техн. наук, доц. А. В. Корицкий
Москва

ПРОБЛЕМЫ ПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Заседание Комитета № 10 CIGRE

Комитет № 10 CIGRE (Международной конференции по большим электрическим сетям) собирается ежегодно. В 1957 г. заседание Комитета состоялось в Ленинграде при НИИ постоянного тока. В этом заседании участвовали представители Англии, Канады, Советского Союза, Соединенных Штатов Америки, Федеративной Республики Германии, Франции, Швеции и Японии. В повестку дня были включены следующие вопросы: 1) экономическое сравнение электропередач постоянного и переменного тока; 2) перенапряжения и выбор уровней изоляции передач постоянного тока; 3) гармонические составляющие,

связанные с работой преобразователей; 4) схемы соединения преобразовательных подстанций; 5) кабель постоянного тока.

Для лучшей подготовки делегатов к обсуждению вопросов Комитет предварительно разослал вопросник, а затем ответы, представленные представителями стран, входящих в Комитет.

Председатель Комитета Ф. Д. Лейн (F. D. Lane) (Англия), секретарь С. Смедсфельт (S. Smedsfelt) (Швеция) Вопрос об экономическом сравнении электропередач постоянного и переменного тока уже рассматривался на сессии CIGRE в 1956 г. Тогда ввиду существенных расхождений между данными англо-шведского доклада (№ 417) и содоклада Японии (№ 407) было поручено представителям СССР представить Комитету обобщающие данные.

В развитии ответа СССР на вопросник Комитета С. С. Рокотян (Теплоэлектропроект) сообщил о соответствующих проработках, выполненных на базе технического проекта электропередачи постоянного тока ± 400 кВ Сталинград — Донбасс, и привел сравнительные данные стоимостей передачи 1 кВт·ч для различных типов воздушных электропередач. В качестве основных выводов С. С. Рокотян сообщил, что при передаче от гидроэлектростанции мощности 750 Мвт и энергии 4 млрд. кВт·ч в год одинаковые экономические показатели для передач постоянного и переменного тока имеют место при длине линии порядка 750 км, что наличие на трассе промежуточных подстанций, удаленных одна от другой на 250...300 км, расширяет экономическую зону применения переменного тока до 1 200...1 300 км и что на современном этапе развития техники передачи постоянного тока экономичной областью их применения являются мощные дальние электропередачи длиной 1 500...2 000 км с пропускной способностью 1 500...2 000 Мвт на цепь.

Комментируя ответ Японии, в котором представлена расшифровка данных, представленных в докладе № 407, проф. Ямада (N. Yamada) (Япония) отметил, что стоимость передачи переменного тока в Японии вследствие ряда специфических особенностей выше, чем в других странах; это является основной причиной расхождений в оценке экономической целесообразности передач постоянного тока.

Л. У. Мортон (L. W. Morton) (США) сообщил, что в США не проявляется интереса к проблеме передачи постоянного тока.

Д-р У. Ламм (U. Lamm) (Швеция) отметил, что при сравнительной оценке экономических показателей передач постоянного и переменного тока следует учесть и дополнительные расходы, связанные с освоением новой системы передачи. Однако при определении дальнейшей политики нужно иметь в виду перспективы снижения стоимости передач постоянного тока.

В своем заключении председатель Лейн указал, что наиболее общими являются, по-видимому, данные, представленные СССР. При решении вопроса о применении постоянного тока в определенной стране должны учитываться специфические особенности этой страны.

Вопрос о перенапряжениях и выборе уровней изоляции для передач постоянного тока вызвал широкую дискуссию.

В ответах Швеции указывается, что уровень внутренних перенапряжений ограничивается посредством демпфирующих устройств до 1,6...1,7 от рабочего напряжения. Для воздушных линий ± 300 кВ и ± 400 кВ рекомендуется класс изоляции 1 050 кВ и 1 300 кВ.

Из ответов Японии следует, что влияние загрязнений на условия работы изоляторов не отличается при приложении постоянного или переменного напряжения. Разрядное напряжение линейных изоляторов при тумане и приложении постоянного напряжения равно эффективному значению разрядного напряжения при переменном напряжении.

Е. С. Гройс (НИИ постоянного тока) охарактеризовал решения, принятые при проектировании передач ± 400 кВ Сталинград — Донбасс, и сообщил о разрабатываемых нормативах испытаний изоляции оборудования для передач постоянного тока. В качестве рекомендаций им было предложено: защиту оборудования электропередач постоянного тока от внутренних перенапряжений осуществить посредством разрядников в комплексе со схемно-режимными мероприятиями для ограничения пере-

напряжений; расчетный уровень перенапряжений для первых мощных передач с воздушной линией принять равным двукратному рабочему; для последующих передач есть основание ориентироваться на уровень 1,7 от рабочего.

В качестве одного из основных видов испытаний рекомендуется принять испытания повышенным постоянным напряжением. Д-р Ламм подтверждает целесообразность испытаний изоляции, в частности изоляции трансформаторов, приложением постоянного напряжения. Отмечает, что повышение мокроразрядного напряжения изоляторов при постоянном напряжении можно, вероятно, получить, изменив их форму в направлении развития поверхности.

А. К. Герцик (НИИ постоянного тока) сообщил о проведенных исследованиях и предложил нормировать для изоляторов, кроме мокроразрядных напряжений при плавном подъеме постоянного напряжения также значения напряжений, при которых не происходит разряда по изолятору с приложенным постоянным напряжением, если он находится под дождем в течение 20...30 мин. Это напряжение для разных типов изоляторов может быть на 10...50% ниже мокроразрядного при плавном подъеме напряжения. В связи с тем, что для правильного определения мокроразрядных напряжений требуются мощные испытательные установки постоянного напряжения, допустимо определять эти характеристики при переменном напряжении 50 гц с последующим пересчетом. Отношение мокроразрядного напряжения при постоянном напряжении к эффективному значению мокроразрядного напряжения при частоте 50 гц составляет 0,87...1,2 в зависимости от типа изолятора.

Д. Х. Томпсетт (D. H. Tompsett) (Англия) сообщил, что в Англии, в связи с проектированием передачи постоянного тока через Ла-Манш, разрабатывается методика испытаний изоляции для передач постоянного тока.

В своем заключении председатель Ф. Д. Лейн указал, что основное предложение по этому вопросу заключается в том, чтобы советская и английская делегации совместно рассмотрели подготовленные нормативы испытаний изоляции для передач постоянного тока с тем, чтобы этот вопрос смог быть продвинут на следующем заседании Комитета.

Поскольку имеется мало опыта по вопросу о роли гармонических составляющих, возникающих при работе передач постоянного тока (передачи в СССР и в Швеции не внесли каких-либо затруднений в эксплуатацию машин, а также устройств связи), обсуждались в основном данные, относящиеся к мощным преобразовательным установкам невысокого напряжения.

В ответах СССР, Англии и ФРГ указывается, что существуют эффективные методы преодоления затруднений, вносимых установками постоянного тока.

В дискуссии приняли участие Мортон, д-р Е. Шульце (E. Schulze) (ФРГ), Э. А. Манькин (Московский трансформаторный завод), С. Х. Томсон (C. H. Thomson) (Канада), Томпсетт, д-р Ламм, В. П. Пименов (НИИ постоянного тока), проф. П. Лоран (P. Laugent) (Франция).

По вопросу о схемах соединения преобразовательных подстанций в ответах СССР были представлены данные об опыте эксплуатации передачи Кашира—Москва и о специальных исследованиях в этой области. В ответе ФРГ отмечается целесообразность применения в шестифазных мостах последовательного соединения не менее двух вентиляей, а также применения параллельных вентиляей.

А. В. Поссе (НИИ постоянного тока) сообщил об исследованиях на передаче Кашира—Москва при ее работе с различными схемами соединения вентиляей, а также на моделях и указал, что те большие надежды, которые возлагались ранее на последовательное соединение вентиляей, не оправдались. Для передач $\pm 400...600$ кВ с вентиляями на 100...150 кВ рекомендуется применять на каждой подстанции восемь каскадно включенных мостов с одним или двумя вентиляями в плече. В дальнейшем, если будут созданы вентиля на другие параметры, целесообразно уменьшить число мостов до четырех.

Член-корр. Академии наук Л. Р. Нейман (Энергетический институт им. Кржижановского АН СССР) рекомендовал метод группировки вентиляей преобразовательного моста, при котором любой вид кратковременного аварийного состояния одного вентиляей не отражается

на нормальной работе моста. Разработанная схема (последовательно-параллельное соединение вентиляей плеча моста) дает, кроме того, возможность увеличить мощность моста, что имеет важное значение для весьма мощных передач постоянного тока, намечаемых к сооружению в СССР. С целью накопления эксплуатационного опыта один из мостов передачи Сталинград—Донбасс будет сооружен с возможностью последовательно-параллельного соединения вентиляей.

По вопросу о конструкции кабеля постоянного тока, развивая ответы, представленные Англией, Е. Л. Деви (E. L. Davey) (Англия) сообщил об исследованиях кабеля с бумажно-масляной изоляцией на постоянном токе при температуре до 100°С, при которых не было обнаружено следов электролиза и переноса материалов. В разработанной конструкции кабеля градиент потенциала остается постоянным по толщине изоляции, что достигается применением различных толщин бумаги для разных слоев изоляции. До получения дополнительных данных можно принять в качестве испытательного двойное рабочее напряжение кабеля. Импульсная прочность масло- или газонаполненного кабеля не является определяющей наиболее серьезными являются условия длительных испытаний.

Комментируя ответы СССР, проф. С. С. Городецкий (НИИ кабельной промышленности) сообщил, что проведенные исследования и опыт эксплуатации передачи Кашира—Москва позволяют рекомендовать для напряжения ± 200 кВ кабель с вязкой пропиткой. Можно также предположить, что такой кабель найдет применение и на напряжение ± 400 кВ, так как температура жилы не будет превосходить 35...45°С. Для кабельных вставок относительно небольшой длины рассматривается целесообразность применения кабелей в стальной трубе с маслом под давлением.

В заключительном слове перед закрытием заседания председатель Комитета № 10 Ф. Д. Лейн и почетный председатель Комитета У. У. Борквист (W. Borquist) (Швеция) отметили хорошую организацию и теплый прием со стороны советских представителей. Дискуссионный подход к рассмотрению вопросов и активность участников заседания сделали его работу весьма плодотворной.

Е. С. Гройс, НИИ постоянного тока

250-ЛЕТИЕ ВЫСШЕЙ ТЕХНИЧЕСКОЙ ШКОЛЫ В ПРАГЕ

Более 600 лет тому назад в Праге был основан первый университет в средней Европе, а 250 лет тому назад, в 1707 г., в Праге была основана инженерная школа, первая техническая школа в Европе. Ее основателем и первым учителем был уроженец Силезии Х. И. Вилленберг. Эта школа, называвшаяся тогда Чешской сословной инженерной школой, была 100 лет спустя преобразована в политехникум, директором которого был назначен строитель первой железной дороги в Европе Ф. И. Герстнер.

В течение последующих лет эта школа с успехом разрасталась и воспитала целый ряд поколений технических специалистов, в значительной мере содействовавших развитию чешских земель. Пражская высшая техническая школа представляет собой целый комплекс узко специализированных факультетов, на которых воспитываются и получают образование тысячи инженеров. С 1884 г. в школе систематически преподается электротехника. В 1910 г. было создано специальное электротехническое отделение, а в 1950 г. — электротехнический факультет.

Большая творческая связь издавна существовала между электротехническим отделением Пражской школы и электротехническим заводом «Кольбенку» (теперь ЧКД Сталинград).

Юбилей был отмечен устройством международной научной конференции, в которой приняли участие 135 ученых из 23 государств (Албании, Австрии, Болгарии, Великобритании, Венгрии, ГДР, Египта, Индии, Ирана, Исландии, Италии, Китая, Кореи, Польши, Румынии, СССР, США, Финляндии, Франции, ФРГ, Чили, Швейцарии, Югославии).

Научная конференция облегчила чехословацким и зарубежным ученым и преподавателям высших технических учебных заведений обмен мнений и опыта.

К. П. КОВАЧ. РАБОЧИЕ СВОЙСТВА АСИНХРОННЫХ МАШИН. 384 стр., ГДР, Берлин. (Prof. Dr.-Ing. Kovács. Betriebsverhalten von Asynchronmaschinen, VEB Verlag Technik, Berlin, 1957)

Книга издана в ГДР и представляет собой перевод книги с тем же названием, вышедшей в Венгрии вторым расширенным изданием. В предисловии к немецкому изданию автор пишет, что в книге рассматривается теория работы асинхронных машин, в основу которой положены единые методы исследования процессов при установившихся режимах работы этих машин и различных схемах включения их. Предполагается, что читатель книги знаком с частью теории переменных токов, символическим методом, принципом действия машин и их конструкцией. Все же, как пишет автор, ради полноты он счит нужным в начале своей работы вкратце осветить вопросы закономерностей, связывающих магнитные поля, токи и напряжения асинхронной машины.

Свою книгу автор предназначает в качестве пособия для студентов старших курсов, а также для специалистов, которым приходится при практической и исследовательской работе решать рассмотренные в книге вопросы.

Первые три главы посвящены общим вопросам, относящимся к образованию поля, н. с. и э. д. с. обмоток статора и ротора. В гл. 4 рассматривается «трансформатор с вращающимся полем», даются его схемы замещения, круговая диаграмма и приведены способы графического определения вторичного напряжения и расчета вращающего момента. В гл. 5 изложены вопросы теории указанного трансформатора при работе его в качестве индукционного регулятора (фазорегулятора и индукционного регулятора напряжения).

Гл. 6 посвящена трехфазным асинхронным двигателям. Здесь приведены схемы замещения, круговая диаграмма, выведены формулы для максимального момента и соответствующего ему скольжения. Отдельно рассмотрен принцип действия двигателя с двухклеточным ротором; даны его схемы замещения и диаграмма тока. Кроме того, здесь же рассмотрены пуск двигателя при пониженном напряжении, генераторный и тормозной режимы работы машины и отдельно указаны способы определения времени пуска и торможения, а также возникающих при этом потерь (в частности, для двигателя с переключением числа полюсов).

В гл. 7 рассмотрены способы регулирования скорости вращения трехфазных двигателей, которые автор разделяет на способы регулирования с потерями и без потерь. К первым прежде всего относятся способы регулирования при помощи реостата в цепи ротора. Здесь приведены результаты исследования схем, позволяющих при наличии реостата в цепи ротора получить «жесткие» механические характеристики (путем включения в роторную цепь реактивных катушек и конденсаторов или при помощи выпрямителей). Далее более подробно исследованы способы регулирования без потерь: путем изменения частоты первичного тока, путем каскадного включения двух асинхронных двигателей и каскадного включения асинхронного двигателя с коллекторными машинами (с машиной постоянного тока через выпрямители или через одноякорный преобразователь, с коллекторным преобразователем частоты). В конце главы изложена теория асинхронного двигателя двойного питания и приведена схема, позволяющая при помощи «дресселя насыщения», последовательного трансформатора и выпрямителей автоматически регулировать напряжение на зажимах двигателя для получения наиболее экономичной работы его в отношении $\cos \phi$ и к. п. д. В этой главе большое внимание уделено теории асинхронного преобразователя частоты. Указаны примеры его практического применения: в частности, рассмотрены системы Ганца—Кандо (Ganz — Kándó), применяемые на электролокомотивах венгерской железной дороги и включающие в себя преобразователи числа фаз и частоты, а также трехфазные

асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором или с фазным ротором.

В гл. 8 дана теория электрического вала, позволяющего получить согласованное вращение нескольких трехфазных асинхронных двигателей. Приведены схемы замещения, круговая диаграмма, формулы для вращающего момента. Даны краткие указания о практическом применении электрического вала. Рассмотрены также автоколебания электрического вала и способы устранения или уменьшения их. Отдельно рассмотрен «сдвоенный асинхронный двигатель», состоящий из двух асинхронных двигателей с контактными кольцами. Валы этих двигателей соединяются механически. Контактные кольца их роторов соединяются между собой через внешнее активное сопротивление. Статорные обмотки приключаются параллельно к общей сети. Статор одного из двигателей делается поворотным. Схема такого агрегата была предложена доцентом Московского энергетического института А. С. Сандлером. Она позволяет путем поворота статора осуществить плавные пуск и регулирование скорости вращения агрегата и особенно пригодна для электропривода к мощным вентиляторам. Автор изложил теорию работы данного агрегата и рассмотрел также способы уменьшения потерь в роторной цепи путем параллельного присоединения к внешнему активному сопротивлению индуктивного (эти способы были также разработаны в МЭИ, что отмечается автором книги).

В гл. 9 изложены вопросы самовозбуждения асинхронного генератора и указаны способы определения его внешних характеристик. Гл. 10 посвящена вопросам исследования несимметричных режимов работы асинхронных машин. Она занимает третью часть объема книги. В начале главы приведены основные уравнения метода симметричных составляющих для трехфазной системы. Затем рассмотрена работа трехфазного двигателя при несимметрии напряжений. При этом автор не учитывает вытеснения тока в стержнях роторной обмотки и, следовательно, не учитывает увеличения потерь, обусловленных токами, наведенными в этой обмотке обратным полем¹. Далее рассмотрены способы плавного пуска в ход короткозамкнутых двигателей и регулирования скорости вращения путем нарушения симметрии напряжений. Обстоятельно изложена теория однофазного двигателя: даны его схема замещения и круговая диаграмма, рассмотрены вопросы определения электрических потерь в обмотке ротора и пуска в ход. Дана подробная теория двухфазного двигателя: выведены удобные для исследования формулы, построены круговые диаграммы, позволяющие найти соотношения между величинами, характеризующими пуск в ход при использовании вспомогательной фазы. Также подробно исследован конденсаторный двигатель. Отдельно рассмотрены схемы пуска трехфазного двигателя от однофазной сети.

Большое внимание уделено исследованию однофазных и трехфазных схем торможения асинхронных двигателей. Здесь следует отметить удачное изложение вопроса о сопротивлении нулевой последовательности трехфазного асинхронного двигателя, которое дает ясное представление о физической сущности этого параметра, его зависимости от выполнения обмотки ротора и от скольжения. Следует также отметить изложение методов исследования работы трехфазного двигателя при соединении обмотки статора открытым треугольником (приведены наглядная схема замещения и векторные диаграммы для определения напряжений прямой и обратной последовательностей).

¹ Более подробно соответствующие вопросы были рассмотрены в одной из кандидатских диссертаций, выполненных в МЭИ (В. Б. Сидорков. Работа трехфазного двигателя при несимметрии напряжений).

В конце главы рассмотрены однофазный электрический вал и работа трехфазного асинхронного двигателя с контактными кольцами при обрыве одной из фаз ротора.

Список литературы, приведенный в конце книги, для удобства пользования разбит по главам. В этом списке указываются главным образом книги и журнальные статьи послевоенных лет. Авторами многих из них являются советские ученые и инженеры.

Характерным для рассматриваемой книги являются целесообразная лаконичность и вместе с тем ясное изложение довольно сложных вопросов теории асинхронных машин. Автору удалось в последовательной и систематической форме изложить современные методы исследования рабочих свойств трехфазных и однофазных асинхронных машин при различных схемах их включения, причем им выбраны методы, позволяющие получить довольно точные и наглядные решения при наименьшей затрате труда.

Недостаточная полнота изложения общих вопросов теории машин переменного тока, относящихся, например, к более подробному исследованию магнитного поля и его высших гармоник, параметров обмоток и их связи с размерами и электромагнитными нагрузками машин, не может быть поставлена в упрек автору, так как предполагается, что читатель с этими вопросами знаком или может их изучить по другим книгам (например, указанным автором в литературе к гл. 1, 2 и 3).

Несомненно, что книга, потребовавшая от автора больших творческих усилий, будет служить полезным пособием при изучении многих схем включения асинхронных машин.

Кандидат техн. наук, доц. П. С. СЕРГЕЕВ
Московский энергетический институт

НОВЫЕ КНИГИ ПО ЭЛЕКТРИЧЕСТВУ, ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ И ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКЕ

Архангельская А. А. ПРИБОР МЛЕ-1 ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИЗОЛЯЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ. 20 стр., ц. 3 руб. Академиздат.

Бережной А. А. СИЛОВЫЕ ЗДАНИЯ ГИДРОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СТАНЦИЙ И ИХ ОБОРУДОВАНИЕ. Изд. 2-е, переработ. и доп. 272 стр., ц. 15 руб. 75 коп. Госэнергоиздат.

Брон О. Б. ВЫСОКОЧАСТОТНЫЕ КОНТАКТОРЫ С ВОДЯНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ. 16 стр., ц. 4 руб. Академиздат.

Варденбург А. К. ПЛАСТИЧЕСКИЕ МАССЫ В ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ. Изд. 2-е, переработ. и доп. 232 стр., ц. 8 руб. Госэнергоиздат.

ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРОПРИБОРОСТРОЕНИЯ И АВТОМАТИКИ. СБОРНИК СТАТЕЙ под ред. Н. П. Богородицкого и др. 177 стр., ц. 5 руб. 75 коп. Госэнергоиздат.

ЕДИНЫЕ НОРМЫ И РАСЦЕНКИ НА СТРОИТЕЛЬНЫЕ И МОНТАЖНЫЕ РАБОТЫ. Отдел 33: ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ УСТАНОВКИ СИЛЬНОГО ТОКА; вып. 3: МОНТАЖ АППАРАТОВ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ НАПЯЖЕНИЕМ 35—220 кв, синхронных компенсаторов и оборудования В. Ч. СВЯЗИ, ЗАЩИТЫ И ТЕЛЕМЕХАНИКИ ПО ПРОВОДАМ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ. 83 стр., ц. 2 руб. 25 коп.; вып. 4: МОНТАЖ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ НАПЯЖЕНИЕМ ДО 250 кв. 59 стр., ц. 1 руб. 40 коп. Госкомитет по делам стр-ва.

ИЗОБРЕТЕНИЯ, ЗАРЕГИСТРИРОВАННЫЕ В ГОСУДАРСТВЕННОМ РЕЕСТРЕ СССР. УКАЗАТЕЛЬ. Класс 21. Вып. 1. ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. 574 стр., ц. 19 руб. Стандартгиз.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ИСПОЛЬЗОВАНИЮ СОЛНЕЧНОЙ ЭНЕРГИИ. Под ред. Ф. Даниэльса и Д. Даффи. Перевод с англ. Б. А. Гарфа под ред. В. А. Баума. 302 стр., ц. 13 руб. 75 коп. Изд. иностр. лит.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СОЛНЕЧНОЙ ЭНЕРГИИ. СБОРНИК СТАТЕЙ. Отв. ред. В. А. Баум. 248 стр., ц. 12 руб. 80 коп. Академиздат.

Конев Ю. И. КРИСТАЛЛИЧЕСКИЕ ТРИОДЫ В УСТРОЙСТВАХ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ. 160 стр., ц. 5 руб. «Сов. радио».

Куперман В. Л. и др. ПОДЗЕМНЫЕ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ. 104 стр., ц. 7 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.

Маркович И. М. РЕЖИМЫ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ. Изд. 2-е, перераб. и доп. 271 стр., ц. 14 руб. 75 коп. Госэнергоиздат.

Мешков В. В. ОСНОВЫ СВЕОТЕХНИКИ. Ч. 1. 352 стр., ц. 10 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.

ОПЫТ ЭКСПЛУАТАЦИИ В. В. СЕТЕЙ МОСЭНЕРГО. Сборник статей под общ. редакцией Д. П. Клементьева и И. А. Баумштейна. 80 стр., ц. 4 руб. 90 коп. Госэнергоиздат.

ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОТКЛЮЧЕНИИ ЛИНИЙ И ТРАНСФОРМАТОРОВ. Сборник статей. Пер. с англ. под ред. Д. В. Разевига. 48 стр., ц. 2 руб. 95 коп. Госэнергоиздат.

Куперман В. Л., Мазур А. М., Мостков В. М., Приймак П. И. ПОДЗЕМНЫЕ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ. 104 стр., ц. 7 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.

ПРАВИЛА УСТРОЙСТВА ЭЛЕКТРОУСТАНОВОК. Раздел 6: ЭЛЕКТРИЧЕСКОЕ ОСВЕЩЕНИЕ. 47 стр., ц. 1 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.

Пратка К. П. ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА В ЭСТОНСКОЙ ССР. 39 стр., ц. 60 коп. Эстгосиздат.

Рахимов Г. ЭЛЕКТРОНИКА. 116 стр., ц. 1 руб. 75 коп. Академиздат УзССР. На узб. яз.

Соминский М. С. ПОЛУПРОВОДНИКИ. Обзор. 63 стр., ц. 2 руб. Ленингр. Дом научно-техн. проп.

Фок В. А. Работы по квантовой теории поля. 159 стр., ц. 11 руб. 40 коп. Изд. Ленинградского университета.

Ши, Ричард Ф. УСИЛИТЕЛИ ЗВУКОВОЙ ЧАСТОТЫ НА ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ТРИОДАХ. Пер. с англ. А. О. Этин под ред. И. Г. Мамонкина. 268 стр., ц. 10 руб. Изд. иностр. лит.

ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧА 380 кв в ШВЕЦИИ. Пер. статей под ред. А. Б. Крикунчика. Вып. 5. УПРАВЛЕНИЕ, РЕЛЕЙНАЯ ЗАЩИТА, РЕГУЛИРОВАНИЕ, РАДИОПОМЕХИ. 96 стр., ц. 5 руб. 75 коп. Госэнергоиздат.

ЭНЕРГЕТИКА. МАТЕРИАЛЫ ЮБИЛЕЙНОГО СОВЕЩАНИЯ РАБОТНИКОВ НАУКИ, ТЕХНИКИ, ПРОМЫШЛЕННОСТИ ЛЕНИНГРАДА В ИЮНЕ 1957 г. К 250-ЛЕТИЮ ЛЕНИНГРАДА. Под ред. Л. А. Мелентьева. 271 стр. Госэнергоиздат.

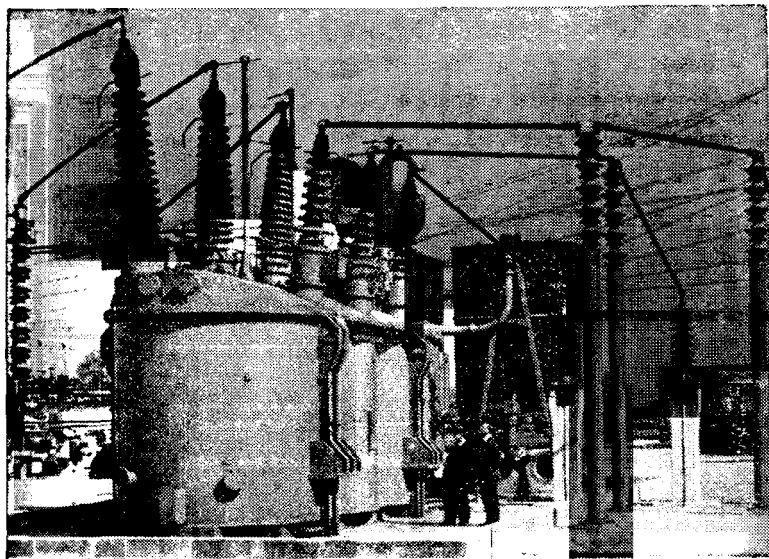
РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Н. А. Андрианов, Н. И. Борисенко, Г. В. Буткович, А. А. Глазунов, В. А. Голубцова, Н. Г. Дроздов (Главный редактор), **Е. Г. Кожар, М. П. Костенко, Л. Р. Нейман, И. И. Петров, В. И. Попков, И. А. Сыромятников** (Зам. главного редактора), **А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин.**

Адрес редакции: Москва К-12. Б. Черкасский пер., д. № 2. Телефон: К-4-24-80.

Адрес для телеграмм: МОСКВА ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Адрес для корреспонденции: Москва, Главный почтамт, почтовый ящик № 648.



Трансформаторы и Распредустройство

Один из двух трансформаторов «Инглиш Электрик» 132/274 кв. 120 000 кв. на электростанции «Дракеау» Центрального Энергоуправления, соединяющий две линии единой британской системы электропередач.

Трансформаторы

Благодаря непрерывному прогрессу в области исследования и развития фирма «ИНГЛИШ ЭЛЕКТРИК» вносит много заметных вкладов по усовершенствованию трансформаторов для линий передач в странах всего мира, с постоянно увеличивающимся напряжением до 420 кв. и выше, когда это требуется.

В эксплуатации находятся многие большие трансформаторы фирмы, напряжением до 275 кв. Ниже приводятся примеры новых заказов: первые британские трансформаторы 330 кв. для Австралии; группа генераторных повысительных трансформаторов 240 000 кв., 330 кв. для гидроэлектростанции в Карибском ущельи в Федерации Родезии и Ниазаланда; генераторные трансформаторы для первых турбогенераторов 200 000 квт. единой британской системы 275 кв.

По последнему заказу фирма «Инглиш Электрик» закончила поставку в СССР двенадцати трехфазных трансформаторов 115 кв. по 200 00 и 31 500 кв.

Кроме таких больших трансформаторов для линий электропередачи фирма изготавливает трансформаторы и для местных распределительных сетей, а также различные типы трансформаторов для промышленного и другого применений.

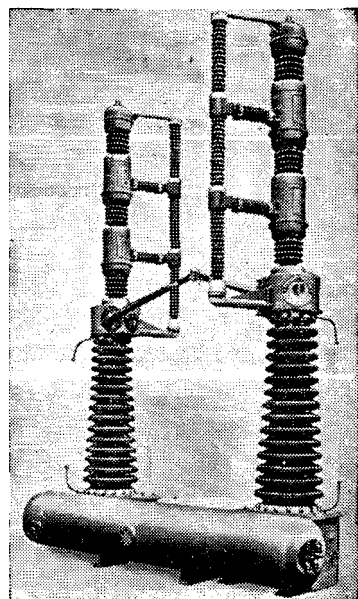
Воздушные выключатели

Во всех наружных воздушных выключателях «Инглиш Электрик» применяются стандартные узлы разрывов. Эта серия типов выключателей производится на номиналы от 132 кв., 2500 мв. (с 2-мя разрывами на фазу) до 330 кв., 10 000 мв. (с 6-ью разрывами на фазу).

Преимущества такой узловой конструкции выключателей следующие:

- Упрощенное обслуживание и эксплуатация благодаря одинаковой технологии и устройству для всех напряжений.
- Экономия в запасных частях — благодаря стандартизации.
- Конструкция выключателей более высокого напряжения из деталей, испытанных долгим опытом при более низких напряжениях.
- Номинал короткого замыкания испытан на отдельных узлах разрывов.

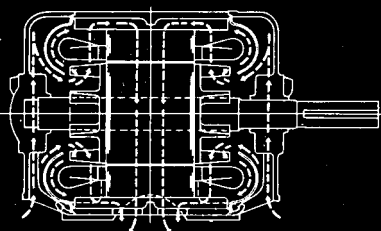
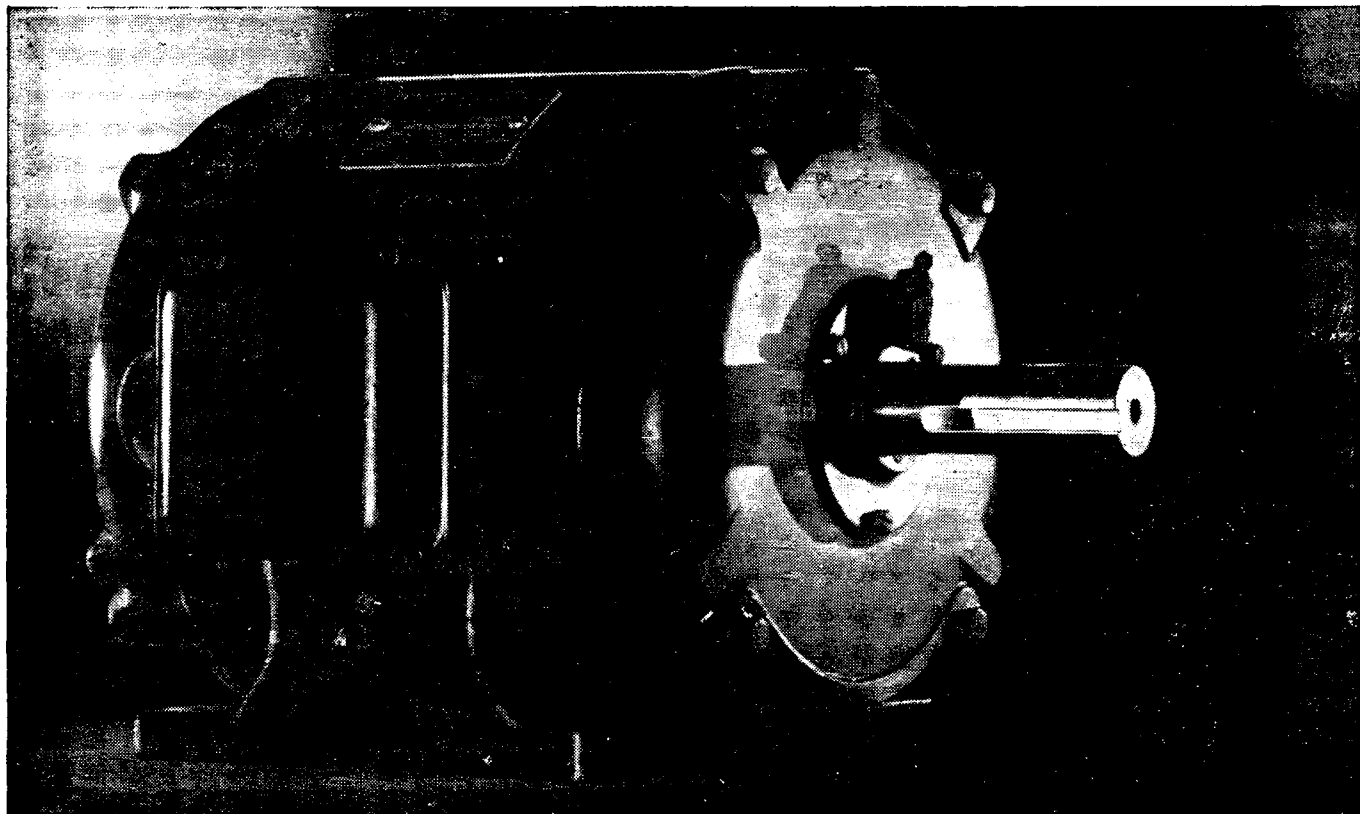
Одна фаза 3-х фазного воздушного выключателя 752-330 кв 7500-10 000 мв. с шестью разрывами на фазу серии высоковольтных выключателей «Инглиш Электрик», в которых использованы стандартные разрывы и другие стандартизированные детали.



'ENGLISH ELECTRIC'

Цена 8 руб.

Новые Электродвигатели МЕНЬШЕГО РАЗМЕРА —БОЛЬШЕЙ МОЩНОСТИ



Типичная схема циркуляции воздуха в электродвигателе

Технические данные электродвигателей:

ДИАПАЗОН СЕРИИ 5.

МОЩНОСТИ: 1 до 50 л.с.

СКОРОСТИ: 2, 4, 6 и 8 полюсов.

КОРПУСЫ: Горизонтальные на лапах,
горизонтальные фланцевые, вертикаль-
ные фланцевые, вертикаль-
ные с юбчатым
основанием.



Электродвигатели Кромптон Паркинсон серии 5 трехфазного тока в отношении размера рамы, кожуха и прочих механических деталей соответствуют проекту новой Британской спецификации, а в отношении изоляции — классу Е измененной Британской Спецификации 2613.

Благодаря применению современных материалов и теоретических знаний, а также уровню техники фирма Кромптон Паркинсон смогла выпустить ряд стандартных электродвигателей, заключающих больше мощности в данных габаритах, чем это удавалось выполнить когда-либо ранее. Эти двигатели имеют защищенные кожуха и существенным фактором их конструкции является новая, чрезвычайно эффективная система воздушного охлаждения.

ОБРАТИТЕ ВНИМАНИЕ НА СЛЕДУЮЩЕЕ:

- Более низкая стоимость.
- Холодный воздух поступает к подшипникам с обоих концов.
- Сердечник статора изолируется от каркаса потоком холодного воздуха.
- Щитки, направляющие воздух к подшипникам, обеспечивают также полную защиту лобовых обмоток.
- Большие, центрального расположения выходы по бокам и между лапами двигателя дают возможность охлаждающему воздуху вытекать с незначительной скоростью и легко рассеиваться в атмосферу.
- Двигатели соответствуют Британским стандартам эксплуатации и размеров.

Crompton Parkinson

LIMITED

CROMPTON PARKINSON LTD. OVERSEAS DIVISION. CROMPTON HOUSE. ALDWYCH,
LONDON. W.C.2. АНГЛИЯ