

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

1948

2

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

СОДЕРЖАНИЕ

Г. К. Суслопаров — Состояние и перспективы развития сельской электрификации СССР	3
М. П. Костенко — Коллекторный генератор переменного тока с регулированием частоты, независимым от скорости вращения	7
В. А. Трапезников — Обобщенные условия соразмерности и оптимальная геометрия трансформаторов	28
А. М. Залесский — Профилактические испытания изоляции электрических машин	38
М. В. Костенко, В. М. Нашатырь и О. В. Щербачев — Об оценке надежности грозозащиты подстанций высокого напряжения	44
А. А. Акопян — Выключение ненагруженных линий высокого напряжения масляным выключателем с камерой дутья	49
А. Б. Барзам — Метод расчета защиты генераторов от замыкания на землю	58
Из научно-исследовательских работ. Авторефераты	
Л. П. Подольский — Влияние заземления нейтрали сетей низкого напряжения на условия безопасности	64
Д. А. Попов — Характеристики амплидинно-сельсинной синхронно-следящей системы	67
Ю. Е. Ефромович и В. И. Фейгин — Одноякорный каскадный усилитель с возбудителем «рототрол»	69
Р. Л. Аронов — Оптимальное передаточное отношение при меняющемся моменте двигателя	73
Дискуссии	
Дискуссия по статье А. М. Залесского „Профилактические испытания изоляции электрических машин“	77
Рефераты	
Хроника	89
Письма ученых и инженеров	92
Библиография	94
С. М. Фертик — Книга М. А. Бабикова, Н. С. Комарова и А. С. Сергеева „Техника высоких напряжений“	94
В. А. Привезенцев — Книга Г. Г. Гинкина „Проволока, провода, шнуры, кабели и непроволочные сопротивления“	96



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

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

Секретарь инж. **Я. А. Климовицкий**

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

Состояние и перспективы развития сельской электрификации СССР

Инж. Г. К. СУСЛОПАРОВ

Управление электрификации Министерства сельского хозяйства СССР

Сельской электрификации в нашей стране положила начало Великая Октябрьская социалистическая революция.

В. И. Ленин неоднократно указывал, что техническое перевооружение народного хозяйства, в том числе и земледелия, возможно только на базе электрификации. И. В. Сталин, развивая указания Ленина, отмечал, что Ленин понимает под электрификацией страны не изолированное построение отдельных электростанций, а постепенный перевод хозяйства страны, в том числе и земледелия, на новую техническую базу, на техническую базу современного крупного производства, связанного так или иначе, прямо или косвенно с делом электрификации.

За годы сталинских пятилеток электрификация сельского хозяйства получила значительное развитие.

Основные показатели довоенного развития сельской электрификации СССР приведены в табл. 1.

Таблица 1

Наименование показателей	Единица измерения	Количество (на конец года)					
		1916 г.	1924 г.	1928 г.	1932 г.	1937 г.	1940 г.
Число сельских электроустановок	ед.	80	450	694	1 135	7 500	10 825
Мощность сельских электроустановок	тыс. kW	2,0	16,6	29,6	65,9	230,0	275,0
Потребление электроэнергии сельским хозяйством	млн. kWh	1,2	13,2	33,8	95,0	330,0	425,0

В 1940 г. электроэнергией пользовались 10 000 колхозов и 2 500 машинно-тракторных станций.

Война задержала дальнейшее развитие сельской электрификации. Более того, в ходе войны

одной из важных задач послевоенной сталинской пятилетки является широкое развитие сельской электрификации. Сопоставляются данные роста электрификации сельского хозяйства СССР в предвоенный период и за два года новой пятилетки. Отмечается важное значение строительства малых гидроэлектростанций и электростанций на местном топливе. Подчеркивается высокая эффективность электрификации производственных процессов сельского хозяйства. Указываются очередные задачи «Сельэлектро», промышленности, проектирующих и научно-исследовательских организаций в рассматриваемой области.

было разрушено большое количество сельских электростанций и подстанций на общую мощность более 75 тыс. kW.

Но еще до окончания войны — 8 февраля 1945 г. — правительство приняло постановление о развитии сельской электрификации, которым

определялись пути создания необходимой базы для подъема этого важного дела. Огромная помощь государства, широкое участие колхозов и самих колхозников в строительных работах, активное содействие этому делу со стороны шефствующих заводов и фабрик — обеспечили большой размах строительства новых сельских электростанций.

В обращении к избирателям в 1946 г. Центральный комитет ВКП(б) указал, что «надо двигнуть вперед дело электрификации сельского хозяйства».

По основным показателям темпы роста сельской электрификации за 1945 и 1946 гг. в среднем в 10 раз превышают довоенный 1940 г. Особенно широкий размер принял строительство небольших сельских гидроэлектростанций, что вполне соответствует одной из важнейших установок послевоенного пятилетнего плана. В 1946 и 1947 гг. введено малых гидроэлектростанций больше, чем за два десятка предвоенных лет.

Рост электроэнергетической базы для электрификации сельского хозяйства за послевоенный период и характеристика источников электроснабжения приведены в табл. 2.

Электростанции на местном топливе, важное значение которых для сельской электрификации нашей страны общеизвестно, пока отстают в своем росте от электростанций на нефтепродуктах вследствие недостаточности производства промышленностью локомобилей и газогенераторов необходимых мощностей.

Средняя мощность сельских электростанций составляет: для гидроэлектростанций 35 kW, для

Таблица 2

Мощность сельских электроустановок (в тыс. kW)

Электростанций и подстанций	На 1 января 1944 г.	На 1 января 1946 г.	На 1 января 1947 г.	На 1 января 1948 г.
A. Сельские электростанции, в том числе:				
а) гидроэлектростанции	35,0	68,2	86,4	116,4
б) локомобильные	13,5	12,6	16,3	29,3
в) дизельные	34,0	39,8	50,9	56,9
г) с нефтяным двигателем	52,7	61,4	78,8	88,8
д) газогенераторные	2,8	11,5	14,7	19,3
B. Подстанции от районных, городских и промышленных электростанций, предназначенные для питания сельской электрификации	137,0	86,2	135,0	215,0
Всего (A+B)	275,0	269,7	382,1	525,7

тепловых—20 kW. Тепловые электростанции сопрягаются главным образом для электрификации МТС и МТМ.

Наряду со строительством относительно мелких электростанций приступлено к сооружению и более крупных гидроэлектростанций сельскохозяйственного назначения. Так, недавно в Рязанской области на реке Оке введена в эксплуатацию Кузьминская межколхозная гидроэлектростанция мощностью 1 000 kW, которая обеспечивает электроэнергией производственные, культурные и бытовые нужды 46 колхозов Рыбновского района.

Ввод в эксплуатацию большого числа сельских электростанций открыл широкие возможности для внедрения электроэнергии в производственные процессы сельского хозяйства.

К началу 1948 г. электроэнергией пользовались уже более 17 700 колхозов. В ряде областей СССР охват электрификацией колхозов достиг значительного уровня. В Свердловской области на 1 января 1948 г. завершена электрификация всех колхозов, в Челябинской—38%, в Московской—39%, в Молотовской—28% и т. д.

Особое значение придается делу электрификации производственных работ в колхозах.

За 1946 и 1947 гг. в сельском хозяйстве было установлено свыше 15 000 электродвигателей для привода различных рабочих машин: молотилок, сортировок, мельниц, насосов для орошения и водоснабжения, кормоприготовительных машин, станков для ремонтных мастерских и т. п. Общее количество электродвигателей в сельском хозяйстве в настоящее время превышает 30 тыс. на общую мощность более 150 тыс. kW.

В уборочную кампанию 1947 г. на полях страны работало 10 000 электрифицированных молотильных агрегатов.

Потребление электроэнергии в сельском хозяйстве в 1947 г. достигло 784 млн. kWh.

Таблица 3

Отрасли и процессы производства	млн. kWh	% к итогу
Животноводство	68,5	12,0
Птицеводство	5,6	1,0
Хлопковое и овощное хозяйство	10,6	1,9
Ремонтные мастерские	140,0	24,6
Молотьба и зерноочистка	57,0	10,0
Орошение	10,3	1,8
Бытовая нагрузка	203,9	35,7
Подсобные предприятия и др.	74,1	13,0
Итого . . .	570,0	100,0

Распределение электроэнергии по отдельным отраслям и процессам сельскохозяйственного производства на 1 января 1947 г. характеризуется данными табл. 3.

Изучение опыта электрификации передовых колхозов позволяет сделать следующие выводы об эффективности электрификации. В зависимости от хозяйственного направления колхоза, его размеров, производственных возможностей и наличия достаточной энергетической базы в настоящих условиях может быть электрифицировано от 30 до 40 производственных процессов. Анализ полученных результатов подтверждает, что эффективность комплексной электрификации сельского хозяйства оказывается на весьма различных факторах производственно-экономического значения, оказывающих большое влияние на ускорение темпов развития электрифицированных отраслей хозяйства и на все хозяйство в целом.

Электрификация в первую очередь способствует повышению производительности труда и, следовательно, высвобождает рабочую силу, дает экономию в затратах тягла и топлива, повышает выход продукции, уменьшает производственные потери и т. п.

Методы строительства сельских электроустановок, получившие широкое распространение особенно за последние годы, являются характерными для социалистического хозяйства и ярко показывают всенародное значение сельской электрификации в нашей стране. Выполнение больших и трудоемких работ по сооружению плотин, по прокладке линий электропередачи и т. п. выливается в массовые народные стройки. В строительстве сельских электроустановок неоценимую роль играют промышленные предприятия городов. Не случайно, что передовыми областями по электрификации сельского хозяйства являются как раз передовые промышленные области (Свердловская, Челябинская, Московская, Сталинская, Горьковская и др.).

На местах созданы теперь многочисленные предприятия по выпуску специального оборудования для сельской электрификации, но они еще не могут удовлетворить запросы, идущие с мест.

Важнейшей задачей является обеспечение электроустановок оборудованием и материалами. Разворачивание строительства сельских электростанций лимитируется недостатком генераторов

и трансформаторов. Министерство электропромышленности, которое обязано поставлять оборудование для сельской электрификации, не справляется с этой задачей, обеспечивая потребности сельской электрификации всего лишь на 20%. Если в годы войны и в начальный период послевоенной пятилетки развитие сельской электрификации шло в основном за счет мобилизации местных ресурсов и помощи промышленных предприятий, то сейчас, при возрастающем объеме работ, основным поставщиком оборудования для сельских электростанций должна являться электропромышленность. Это особенно относится к строительству электростанций в зерновых районах страны и в районах, подвергшихся немецкой оккупации, где нет крупных промышленных предприятий, которые могли бы оказать необходимую помощь. А ведь эти районы в первую очередь нуждаются в электроустановках.

Тормозит работу также недостаток установочных электроматериалов. До войны они в достаточном количестве изготавливались на предприятиях электропромышленности и местной промышленности. Но в настоящее время электропромышленность и местная промышленность их почти не выпускают. Между тем, только из-за отсутствия изоляторов в ряде областей законсервированы работы по сооружению сельских электростанций. Электропромышленность и предприятия местной промышленности должны не только восстановить довоенное производство этих материалов, но и значительно его расширить.

Министерство сельского хозяйства СССР предъявляет счет также и заводам приборостроения, которые могли бы обеспечить производство необходимых измерительных приборов. Недостаток этих приборов приводит к тому, что сельские электростанции вводятся в эксплуатацию без измерительной аппаратуры, что влечет за собой серьезные аварии.

Массовое строительство сельских электроустановок предъявляет серьезные требования к проектным работам. Если в 1947 г. мы добились некоторого улучшения в проектировании, то все же надо признать, что при таком широком развороте работ, какой мы имеем теперь, наши проектировщики не успевают подготавливать технические проекты.

В 1945 г. Гидроэнергопроектом были разработаны типовые проекты по малым гидроэлектростанциям. В настоящее время требуется пересмотр этих проектов, усовершенствование конструкции гидротехнических сооружений и разработка новых типов сооружений.

В строительных работах на местах допускается ни чем не обоснованное упрощение и примитивность, с чем следует решительно бороться. Сельские электростанции нужно строить надежными с тем, чтобы они работали бесперебойно. Если раньше основным направлением в деле строительства гидроэлектростанций было использование существующих гидротехнических сооружений, в первую очередь водяных мельничных установок и готовых ирригационных соору-

жений, то теперь мы переходим к строительству все более крупных станций. Так, в 1945 г. средняя мощность построенных гидроэлектростанций составляла 25 kW, в 1946 г. уже 35 kW, а в 1947 г. средняя мощность гэс доводится до 45 kW. К концу текущей пятилетки средняя мощность сельских гидроэлектростанций должна быть доведена до 60 kW. Этим самым предопределяется необходимость пойти на более капитальное строительство.

Наряду со строительством существующих типов плотин необходимо разработать новые типы плотин, для строительства которых можно использовать местные строительные материалы.

Чрезвычайно важную роль приобретает в настоящее время правильная постановка в ксплоатации сельских электростанций.

По постановлению правительства от 8 февраля 1945 г. на систему «Сельэлектро» (тресты и конторы) возложена задача по оказанию технической помощи колхозам в эксплоатации электростанций. Между тем, органы «Сельэлектро» мало уделяют внимания этой важной работе. Ссылаясь на отсутствие кадров, тресты и конторы «Сельэлектро» по-настоящему не занимаются этим вопросом, электростанции в колхозах остаются без технического надзора и управляются неопытными работниками. В результате электростанции преждевременно выходят из строя. В Свердловской, Ярославской, Горьковской и Молотовской областях некоторые колхозные гидроэлектростанции, построенные в 1945 и 1946 гг., из-за неудовлетворительной эксплоатации прекратили работу и требуют ремонта. Задача заключается в том, чтобы тресты и конторы «Сельэлектро» обеспечили бесперебойную работу сельских электростанций.

Широкий разворот работ по сельской электрификации тормозится в значительной мере недостатком квалифицированных кадров инженеров, техников и электромонтеров. В настоящее время во всех областях организованы тресты и конторы «Сельэлектро», ведущие проектные и монтажно-строительные работы, а также работу по эксплоатации электроустановок и внедрению электроэнергии. Однако, потребность этих организаций в инженерных работниках удовлетворена пока меньше, чем на 50%, а потребность в среднетехническом персонале менее, чем на 25%. Существующая сеть вузов и техникумов совершенно не обеспечивает потребности в кадрах специалистов. Еще более остается подготовка кадров массовой квалификации.

В ближайшие годы следует обеспечить каждую сельскую электростанцию квалифицированным обслуживающим персоналом, для чего подготовка этих кадров должна быть развернута на местах. Особое внимание необходимо уделить подготовке новых тысяч колхозных электромонтеров.

На научно-исследовательские организации по сельской электрификации ложится важная задача всемерно способствовать широкому строительству сельских электростанций на

высоком техническом уровне путем разработки нового, более совершенного оборудования, осуществления автоматизации станций и выпуска нужной для правильной эксплоатации станций инструктивной литературы.

Большая роль принадлежит научным учреждениям в области внедрения электрической энергии в производственные процессы сельского хозяйства. Разработка новых видов электрического привода различных сельскохозяйственных машин (как стационарных, так и передвижных), конструирование электрических нагревательных аппаратов и приборов производственного и бытового назначения, расширение применения электричества в сельскохозяйственных работах и т. п. — все это вместе взятое требует значительного увеличения объема научно-исследовательской работы в области электрификации сельского хозяйства.

Пятилетним планом сельской электрификации предусматривается огромный прирост мощности сельских электростанций. На 1 млн. kW должна увеличиться эта мощность только за счет малых гидроэлектростанций. Сумма капитальных затрат по строительству сельских электростанций за пятилетку выражается цифрой в 7 200 млн. рублей. Следует отметить, что наиболее значительная часть плана работ по сельской электрификации приходится на последние три года пятилетки. В течение пятилетки должна быть закончена полностью электрификация МТС, МТМ,

ремзаводов и совхозов и должна быть охвачена электрификацией почти $\frac{1}{3}$ всех колхозов.

В настоящее время ведется усиленная подготовка к широкому развертыванию строительно-монтажных работ и к обеспечению этих работ материально-технической базой.

Двадцать пять лет тому назад, в своей знаменитой статье «Лучше меньшее, да лучше» Владимир Ильич Ленин писал о том времени, когда мы сможем «пересесть, выражаясь фигурально, с одной лошади на другую, именно, с лошади крестьянской, мужицкой, обнищалой, с лошади экономий, рассчитанных на разоренную крестьянскую страну,—на лошадь, которую ищет и не может не искать для себя пролетариат, на лошадь крупной машинной индустрии, электрификации, Волховстроя и т. д.».

В итоге сталинских пятилеток в Советском Союзе создана крупная машинная индустрия, проведено огромное по своим масштабам строительство электростанций и энергосистем, получила широкое развитие электрификация промышленности, транспорта и сельского хозяйства.

Осуществление намеченного плана сельской электрификации будет способствовать новому мощному подъему сельского хозяйства, росту культурного уровня и материального благосостояния колхозов и колхозников и успешному разрешению задачи окончательного уничтожения противоположности между городом и деревней на пути к полной победе коммунизма в нашей стране.



Коллекторный генератор переменного тока с регулированием частоты, независимым от скорости вращения

Член-корр. Академии наук СССР М. П. КОСТЕНКО

Энергетический институт им. Кржижановского Академии наук СССР
и Ленинградский политехнический институт им. Калинина

1. Общие свойства коллекторного генератора [Л. 2, 7, 8]. Коллекторный компенсированный генератор является электрической машиной, возбуждаемой переменным током, что придает ей свойства, отличающие ее коренным образом от синхронного генератора, возбуждаемого постоянным током. В синхронном генераторе всякое изменение и колебание скорости вращения вызывает пропорциональное изменение частоты его э. д. с., что существенным образом отражается прежде всего на условиях его параллельной работы с другими генераторами или сетью переменного тока. С другой стороны, отсутствие в синхронном генераторе компенсации реакции якоря приводит к тому, что всякое нарушение симметрии нагрузки и скорости вращения создает трансформаторное взаимодействие обмотки возбуждения с системой якорной обмотки, поэтому обмотка возбуждения освобождается от дополнительных трансформаторных токов только при вполне симметричной нагрузке, строго постоянной скорости вращения и точно неизменной частоте на вакуумах. В коллекторном компенсированном альтернаторе компенсация реакции якоря позволяет освободить систему возбуждения от трансформаторного воздействия на нее реакции якоря, поэтому не только изменение нагрузочного режима главной цепи, но также и появление реактивной составляющей реакции якоря не оказывают влияния на м. д. с. системы возбуждения и соответственно на значение регулирующего потока генератора и его э. д. с. С другой стороны, наличие связи цепи якоря и цепи компенсирующей обмотки посредством кол-

Существующие типы вращающихся генераторов позволяют получать переменный ток, частота которого связана прямой зависимостью со скоростью вращения, что создает большие трудности для стабилизации частоты и ее регулирования в широких пределах. Эти трудности могут быть достаточно преодолены применением коллекторных компенсированных генераторов, возбуждаемых переменным током. При возбуждении от коллекторного возбудителя коллекторный генератор получает свойства машины с системой возбуждения по принципу многократного усиления. Рассмотрены различные схемы питания цепи возбуждения коллекторного генератора, индуктированные э. д. с. в обмотках, методы выполнения обмоток и способы создания коммутирующих полей для улучшения коммутации, а также вопросы габаритной мощности коллекторных генераторов по сравнению с машинами постоянного тока. Указаны основные области применения коллекторных генераторов. Приводятся результаты экспериментального исследования на установке в электромашинной лаборатории ЛПИ. Статья является изложением доклада автора на общем собрании ОТН Академии наук СССР 9 июня 1947 г. [Л. 16].

лектора и наложенных на него щеток приводят к тому, что скорость вращения или совершенно не влияет на частоту главной цепи (случай возбуждения со статора), или же эта частота лишь косвенно зависит от скорости вращения (случай возбуждения с ротора). В результате по ряду своих свойств коллекторный компенсированный генератор больше приближается к компенсированному генератору постоянного тока, чем к синхронному генератору переменного тока. Коллекторный генератор обладает прин-

ципом обратимости и поэтому может работать не только в режиме генератора, но и двигателя¹. Рассмотрение условий работы обратимой машины обычно удобнее производить в отношении генераторных режимов ее работы, поэтому в дальнейшем эта машина рассматривается в основном как генератор переменного тока.

2. Схемы соединений коллекторного генератора. Коллекторный генератор является индукционной машиной, состоящей из статора, ротора и коллектора. Главная цепь коллекторного генератора состоит из компенсирующей обмотки, соединенной последовательно посредством щеток и коллектора с обмоткой якоря. Система возбуждения коллекторного генератора питается от цепи переменного тока, доставляющей намаг-

¹ Дрейфус называет коллекторный многофазный компенсированный генератор с роторным возбуждением компенсированным преобразователем, что не может быть признано правильным, так как преобразователь принципиально не имеет врачающего момента на валу, а коллекторная машина имеет на валу момент двигателя или генератора [Л. 6].

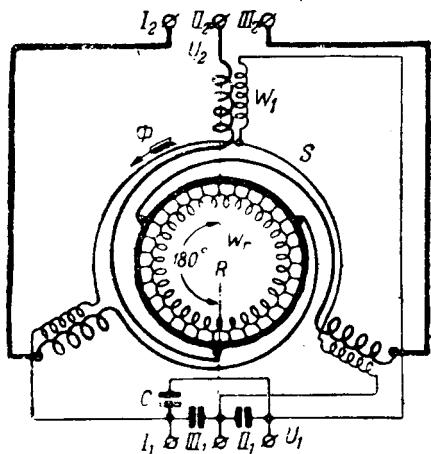


Рис. 1. Схема трехфазного компенсированного коллекторного генератора с независимым возбуждением со статора.

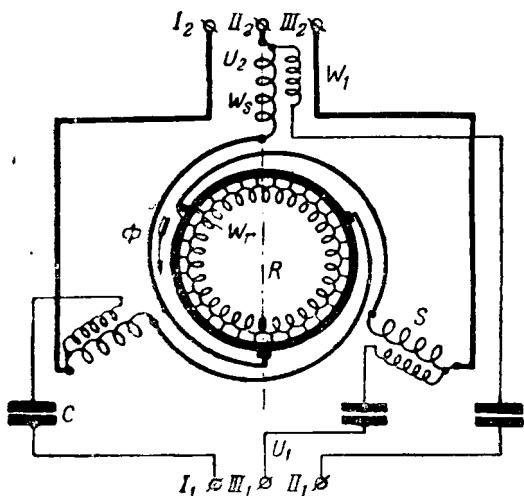


Рис. 2. Схема трехфазного коллекторного генератора со связанными обмотками возбуждения и компенсирующей.

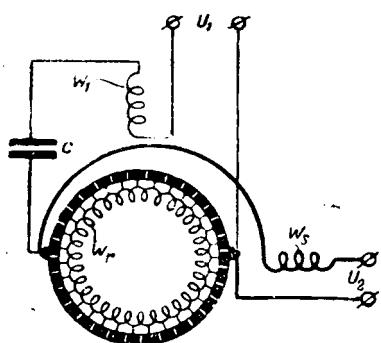


Рис. 3. Схема однофазного коллекторного генератора.

ничающий ток и определяющей частоту его главной цепи. Коллекторный генератор может возбуждаться как со статора, так и от ротора. При возбуждении со статора (рис. 1 и 2) на нем помещаются две независимые обмотки: первичная возбуждающая обмотка W_1 и компенсирующая обмотка, соединенная через соответствую-

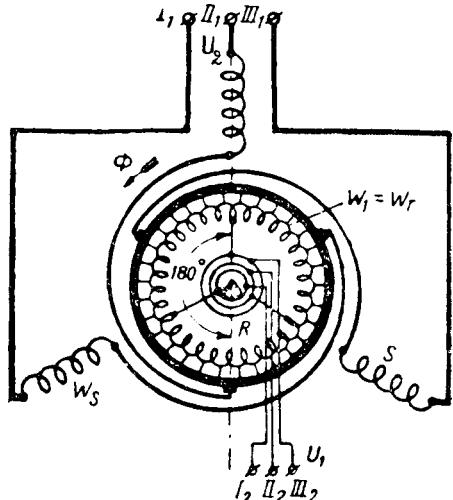


Рис. 4. Схема трехфазного коллекторного генератора с возбуждением от ротора.

щие щетки, наложенные на коллектор, с якорной обмоткой W_r , на роторе, обмотанном, как якорь машины постоянного тока. Возбуждающая обмотка может представлять или независимую от компенсирующей обмотку, соединенную звездой или треугольником, или может присоединяться одними своими концами к выводным концам компенсирующей обмотки (рис. 2). При возбуждении со статора коллекторный генератор может выполняться не только многофазным, но также и однофазным (рис. 3). Частота возбуждения f_1 , при возбуждении со статора равна частоте главной цепи f_2 .

При возбуждении с ротора обычно не выполняют отдельной обмотки возбуждения, используя для этой цели главную роторную обмотку, соединяя с ней контактные кольца, к которым и подводится напряжение от системы возбуждения (рис. 4). Частота возбуждения f_3 в этом случае будет равна частоте потока ротора $f_r = f_1$. Здесь f_r представляет механическую частоту вращения ротора $f_r = pn$, где p — число пар полюсов (потенциальных волн), а n — число оборотов ротора в секунду.

Если подвести возбуждение не к контактным кольцам, а к щеткам коллектора, то возбуждающий ток будет обтекать в этом случае роторную обмотку, вследствие чего данный способ нужно считать возбуждением с ротора, а не со статора, хотя в этом случае частота возбуждения будет соответствовать статорной, а не роторной частоте.

3. Формы выполнения коллекторного генератора [Л. 2, 8]. Коллекторный генератор может выполняться как в виде явнополюсной, так и неявнополюсной машины. На рис. 5 представлено распределение обмоток в пазах неявнополюсного коллекторного генератора с возбуждением на статоре по методу Япольского и автора, соответственно схеме рис. 1. Неявнополюсный коллекторный генератор с возбуждением на роторе по схеме рис. 4 был предложен Япольским в

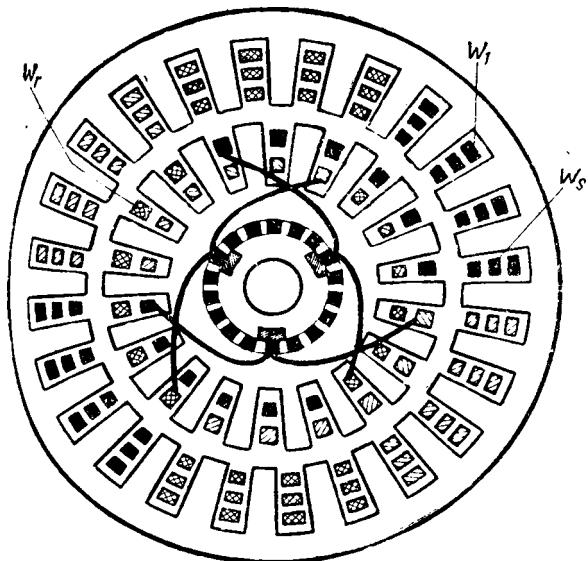


Рис. 5. Активная зона обмоток и стали статора и ротора неянополюсного коллекторного генератора.

автором в СССР и независимо Козичеком в Германии².

Коллекторный генератор с тремя явно выраженным полюсами на потенциальную волну был предложен сначала Лидаллем, но окончательно был разработан Шербиусом с применением правильно спроектированной им компенсационной обмотки и добавочными полюсами, вследствие чего в машине получается вполне удовлетворительная коммутация. На рис. 6 представлена принципиальное распределение полюсов и обмоток машины Шербиуса, имеющей три явно выраженных полюса на одной потенциальной волне. На статоре помещается возбуждающая обмотка W_1 , компенсирующая обмотка W_s , выполняемая в виде комбинированной обмотки вместе с обмоткой добавочных последовательных полюсов, и отдельная обмотка шунтовых добавочных полюсов W_{ds} . На роторе помещается обмотка W_r , сокращенным шагом $u = \frac{2}{3} \tau$, вследствие чего

обе половины витков, замкнутых накоротко щетками, оказываются под добавочными полюсами.

Коллекторный генератор может выполняться также и с шестью явно выраженным полюсами на потенциальную волну (рис. 7). В этом случае компенсирующая обмотка W_s выполняется по принципу разрезанной обмотки постоянного тока с диаметральным шагом, а роторная обмотка в виде обычновенной якорной обмотки с диаметральным шагом. Добавочные полюсы в этом случае имеют отдельную последовательную обмотку W_{dn} , соединяемую последовательно с компенсационной обмоткой W_s , и шунтовую обмотку добавочных полюсов W_{ds} , соединяемую обычно последовательно с обмоткой возбуждения. Вследствие того, что роторная обмотка имеет диаметральный шаг, обе половины короткозамкнутых витков оказываются под добавочными полюсами. Вместо отдельных обмоток компенсационной и добавочных последовательных полюсов в машине с шестью явно выраженным полюсами можно иметь одну комбинированную обмотку с сокращенным шагом $u = \frac{1}{2} \tau$ по схеме автора,

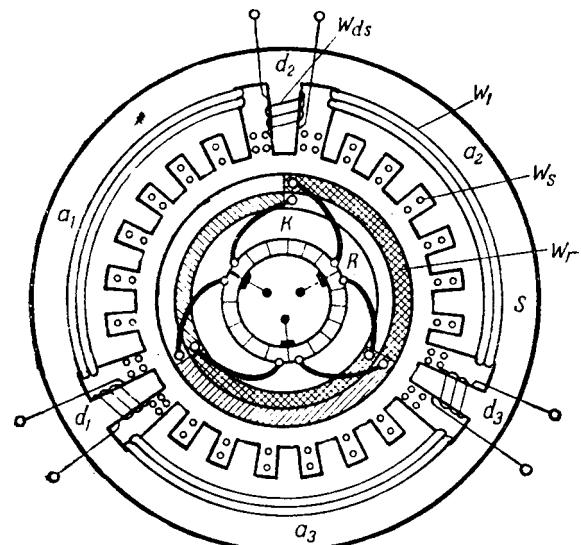


Рис. 6. Активная зона явнополюсного генератора Шербиуса.

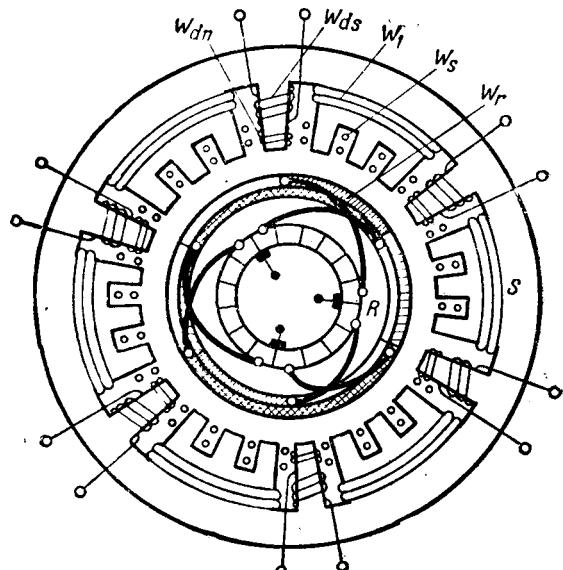


Рис. 7. Активная зона коллекторного генератора с шестью полюсами на двойном полюсном делении.

пенсационной обмоткой W_s , и шунтовую обмотку добавочных полюсов W_{ds} , соединяемую обычно последовательно с обмоткой возбуждения. Вследствие того, что роторная обмотка имеет диаметральный шаг, обе половины короткозамкнутых витков оказываются под добавочными полюсами. Вместо отдельных обмоток компенсационной и добавочных последовательных полюсов в машине с шестью явно выраженным полюсами можно иметь одну комбинированную обмотку с сокращенным шагом $u = \frac{1}{2} \tau$ по схеме автора, действие которой описано ниже. Однофазный коллекторный альтернатор (рис. 3), выполняемый по типу однофазных коллекторных двигателей, также имеет возбуждающую обмотку W_1 , компенсационную обмотку W_s , обмотку последовательных добавочных полюсов W_{dn} , обмотку шун-

² Первые опыты по схемам коллекторного генератора производились Япольским и автором в 1916 г., но патент № 599 на эту машину был ими заявлен в 1921 г. Первые выполнения коллекторного генератора с питанием через ротор осуществлялись Козичеком в 1921 г., но первые сведения о его работе появились в печати лишь в 1924 г. (ETZ, № 47, стр. 1267; 1924; ETZ, № 4, стр. 143, 1925).

товых добавочных полюсов W_{ds} и обмотку якоря W_r . Три однофазных коллекторных генератора, обмотки которых соединены в звезду или треугольник и питаются трехфазным током, могут образовать вместе агрегат в виде трехфазного коллекторного генератора; таким же образом из двух однофазных коллекторных генераторов можно образовать двухфазный агрегат.

4. Электродвижущая сила и м. д. с. обмоток коллекторного генератора. Электродвижущая сила на щетках коллектора. Рассмотрим условия образования э. д. с. на щетках коллектора при переменном токе. Предположим, что фаза обмотки якоря, приведенной к звезде, пересекается двумя потоками, изменяющимися синусоидально во времени, одним потоком Φ_t , направление которого совпадает с осью обмотки, и другим потоком Φ_θ , направление которого перпендикулярно оси обмотки (рис. 8). При неподвижном двигателе в обмотке якоря индуцируется потоком Φ_t трансформаторная э. д. с.

$$E_t = \pi \sqrt{2} \Phi_t w_r k_{rt} f_1, \quad (1)$$

где w_r — число витков в фазе обмотки;

k_{rt} — ее коэффициент обмотки по отношению к трансформаторной э. д. с.

Пульсирующий поток Φ_θ не будет индуцировать в обмотке W_r э. д. с., поэтому при неподвижном якоре результирующая э. д. с. $E_r = E_t$. Предположим теперь, что якорь приведен во вращение с механической частотой $f_r = pn$, где n представляет число оборотов якоря в секунду. Так как проводники якоря будут пересекать при своем вращении поток Φ_θ , то в рассматриваемой фазе обмотки появится теперь еще э. д. с. вращения

$$E_\theta = \pi \sqrt{2} \Phi_\theta w_r k_{r\theta} f_r, \quad (2)$$

где $k_{r\theta}$ — коэффициент обмотки по отношению к э. д. с. вращения.

Если поток Φ_θ сдвинут во времени от потока Φ_t на 90° , то оба эти потока образуют вращающееся магнитное поле. В общем случае при неравенстве потоков Φ_θ и Φ_t вращающееся магнитное поле будет иметь эллиптическую форму, если же потоки Φ_θ и Φ_t равны по своей величине и являются синусоидально распределенными по окружности якоря, то они образуют правильное круговое вращающееся магнитное поле. Электродвижущая сила вращения E_θ совпадает по фазе с потоком Φ_θ , а трансформаторная э. д. с. E_t отстает во времени от потока Φ_t на 90° . Так как поток Φ_θ сдвинут по времени от потока Φ_t на 90° , то э. д. с. E_θ будет складываться (или вычитаться) с э. д. с. E_t , поэтому результирующая э. д. с. в обмотке ротора W_r будет:

$$E_r = \pi \sqrt{2} \Phi_\theta w_r k_{r\theta} f_r \mp \pi \sqrt{2} \Phi_t w_r k_{rt} (\pm f_1) = E_\theta \mp E_t. \quad (3)$$

Знак $+$ соответствует направлению вращения поля в направлении вращения якоря, а знак $-$ — соответствует направлению вращения поля против направления вращения якоря.

При круговом вращающемся магнитном поле

$$\Phi_\theta = \Phi_t = \Phi \text{ и } k_{r\theta} = k_{rt} = k_r.$$

Поэтому результирующая э. д. с. роторной обмотки

$$E_r = \pi \sqrt{2} \Phi w_r k_r [f_r - (\pm f_1)] = -\pi \sqrt{2} \Phi w_r k_r (\pm f_1) S, \quad (4)$$

где $S = \frac{(\pm f_1) - f_r}{(\pm f_1)}$ представляет скольжение якоря относительно вращающегося поля.

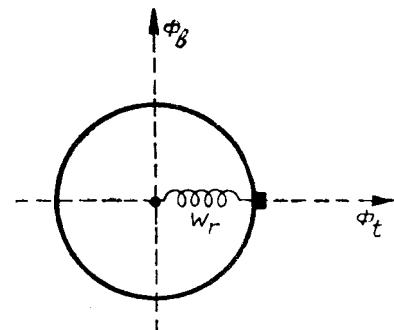


Рис. 8. Схема индуктирования трансформаторной э. д. с. и э. д. с. вращения в обмотке якоря.

Для диаметрального шага обмотки якоря при трехфазном токе обмоточный коэффициент $f_{rt} = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} = 0,827$, а при однофазном токе $k_{rt} = \frac{2}{\pi} = 0,637$, поэтому

$$E_{\theta 3} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{p}{a} \frac{\Phi}{\sqrt{2}} Nn \text{ и } E_{\theta 2} = \frac{p}{a} \frac{\Phi}{\sqrt{2}} Nn, \quad (5)$$

где N представляет полное число проводников якоря.

Для явнополюсной трехфазной системы с тремя полюсами на потенциальной волне при обмотке с сокращенным шагом $u = \frac{2}{3} \tau$ поток, выходящий из одного полюса, равен при $B = B_{\max}$ $\Phi_{p3} = \Phi$, а коэффициент обмотки $k_{\theta 3} = \frac{\sqrt{3}}{2}$. Поэтому э. д. с. вращения и в этом случае равна

$$E_{\theta 3} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{p}{a} \frac{\Phi_{p3} p}{\sqrt{2}} Nn = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} \frac{p}{a} \Phi Nn. \quad (6)$$

Для явнополюсной трехфазной системы с шестью полюсами на потенциальной волне при обмотке с диаметральным шагом поток, выходящий из одного полюса, при $B = B_{\max}$ равен $\Phi_{p6} = \frac{1}{2} \Phi$, а коэффициент обмотки

$k_{\theta 3} = \frac{\sqrt{3}}{2}$, поэтому э. д. с. вращения также равна

$$E_{\theta 3} = \sqrt{3} \frac{p}{a} \frac{\Phi_{p6} p}{\sqrt{2}} Nn = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} \frac{p}{a} \Phi Nn. \quad (7)$$

Таким образом, при трехфазной системе с тремя и шестью явно выраженным полюсами, а также и при неявнополюсной системе получается одна и та же величина э. д. с. вращения $E_{\theta 3}$ при одинаковых величинах потока Φ и скорости вращения n .

Электродвижущие силы компенсационной и возбуждающей обмоток. Компенсационная обмотка коллекторного генератора должна дать м. д. с., представляющую зеркальное отображение м. д. с. якоря для любого момента времени изменения тока. При этом условии получится полное взаимное уничтожение э. д. с. E_s и E_r компенсационной обмотки и обмотки якоря, если он находится в неподвижном положении. Так как в последнем случае э. д. с. якоря E_r равна трансформаторной э. д. с. E_t , то, очевидно, при вращении якоря компенсационная обмотка будет уничтожать не всю э. д. с. якоря, а лишь ее трансформаторную часть. Вследствие этого результирующая э. д. с. коллекторного генератора

$$E_s = E_r + E_s = (-E_t + E_s) + E_s = -\pi \sqrt{2} \Phi (w_r k_r - w_s k_s) (\pm f_1) + \pi \sqrt{2} \Phi w_r k_r f_r \quad (8)$$

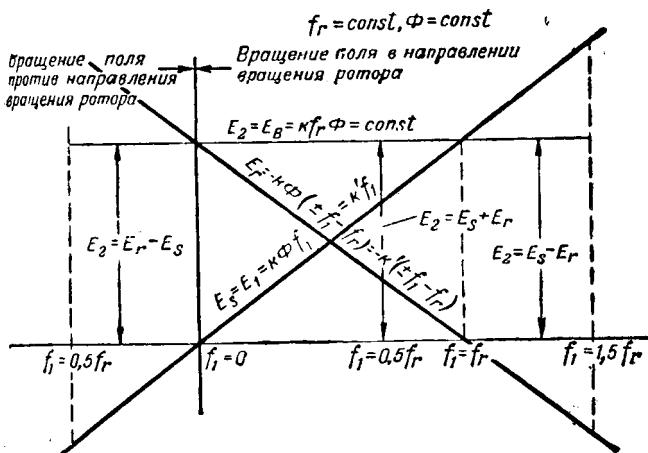


Рис. 9. Кривые э. д. с. обмоток при постоянном потоке, постоянной скорости и переменной частоте.

при

$$\omega_s k_s = \omega_r k_r, \\ E_2 = k \Phi n, \quad (9)$$

где

$$k = \pi \sqrt{2} \omega_r k_r n.$$

Таким образом, при вполне компенсированном генераторе его результирующая э. д. с. E_2 пропорциональна величине его магнитного потока и скорости вращения якоря и при заданной величине потока не зависит от частоты. В коллекторном генераторе частота на его зажимах определяется лишь скоростью вращения магнитного потока по отношению к его статорной системе. Электродвижущая сила возбуждающей обмотки

$$E_1 = \pi \sqrt{2} \omega_s k_s f_1. \quad (10)$$

На рис. 9 представлены зависимости э. д. с. коллекторного генератора при постоянной скорости $f_r = \text{const}$ и переменной частоте. Из этих характеристик видно, что в пределах от $f_1 = 0$ до синхронной частоты $f_1 = f_r$ э. д. с., E_s и E_r складываются, при частоте выше синхронной $f_1 > f_r$ э. д. с. E_r вычитается из э. д. с. E_s , а при отрицательной частоте возбуждения (вращение поля против направления вращения ротора) э. д. с. статора вычитается из э. д. с. ротора.

Зависимости рис. 9 построены в предположении, что магнитный поток Φ коллекторного генератора остается неизменным и что машина возбуждается со статора.

Величина магнитного потока определяется напряжением и частотой на зажимах системы возбуждения согласно уравнению

$$\Phi = \frac{E_1}{\pi \sqrt{2} \omega_s k_s f_1} = k \frac{E_1}{f_1} \approx k \frac{U_1}{f_1}.$$

Для получения неизменной величины потока при переменной частоте (характеристика рис. 9), нужно изменять согласно уравнению (10) напряжение $U_1 \approx E_1$ на зажимах возбуждения пропорционально частоте f_1 . Регулировку величины потока в зависимости от частоты можно производить по любому закону с помошью соответствующего изменения частоты и э. д. с. на зажимах возбуждения коллекторного генератора. Вследствие этого можно установить любой закон зависимости э. д. с. E_2 на главных зажимах от частоты f_1 .

На рис. 10 представлены характеристики коллекторного генератора, врачающегося с постоянной скоростью $f_r = \text{const}$, при результирующей э. д. с. E_2 , пропорциональной частоте, $E_2 = k \Phi f_r = k f_1$. В этом случае, очевидно, поток Φ должен также изменяться пропорционально частоте f_1 , для чего согласно уравнению (10) напряжение на зажимах обмотки возбуждения должно изменяться пропорционально квадрату частоты $U_1 \approx k f_1^2$.

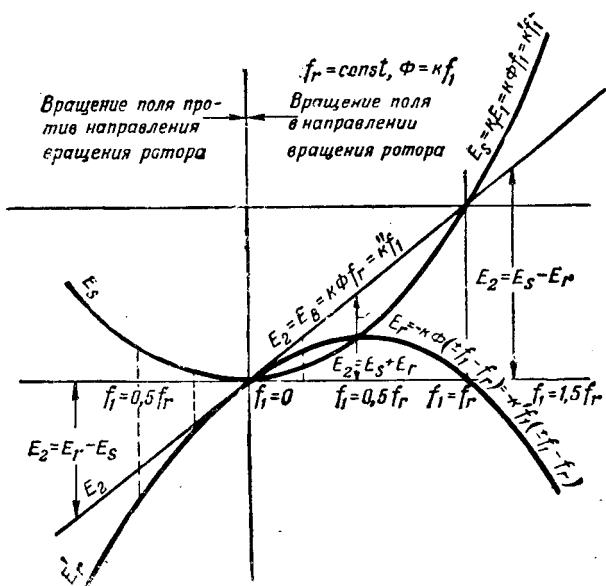


Рис. 10. Кривые э. д. с. обмоток при потоке, пропорциональном частоте и постоянной скорости.

Соответственным образом при э. д. с. E_2 , пропорциональной квадрату частоты $E_2 = k f_1^2$, напряжение на зажимах обмотки возбуждения должно изменяться пропорционально кубу частоты:

$$U_1 \approx k f_1^3.$$

При каскадных соединениях асинхронного двигателя с коллекторным альтернатором напряжение на кольцах двигателя, а следовательно, и на зажимах главной цепи изменяется пропорционально частоте f_1 ; поэтому характеристики э. д. с. коллекторного генератора будут соответствовать для этого случая рис. 10.

Магнитодвижущая сила коллекторного генератора. Назовем м. д. с. компенсационной статорной обмотки, приведенную к числу фаз и витков первичной обмотки, через $\dot{I}_s = I_2 \cdot \frac{m_2 \omega_s k_s}{m_1 \omega_1 k_1}$ и соответственно м. д. с. роторной обмотки через $\dot{I}_r = I_2 \cdot \frac{m_2 \omega_r k_r}{m_1 \omega_1 k_1}$. Магнитодвижущая сила возбуждающей обмотки должна уравновешивать разность м. д. с. тока холостого хода \dot{I}_0 и м. д. с. главной цепи \dot{I}_s и \dot{I}_r .

Таким образом,

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_0 - (+ \dot{I}_s - \dot{I}_r). \quad (11)$$

Если сдвинуть в коллекторном генераторе щетки на угол α по направлению вращения поля, то м. д. с. \dot{I}_r будет опережать по фазе м. д. с. \dot{I}_s на $\angle \alpha$; при сдвиге щеток против направления вращения поля на $\angle \alpha$ м. д. с. \dot{I}_r будет отставать от \dot{I}_s на тот же $\angle \alpha$.

Коллекторный генератор в этом случае не является компенсированным, так как возбуждающая система доставляет мощность P_1 , зависящую как от величины нагрузки главной цепи, так и от $\cos \varphi_2$.

При вполне компенсированном коллекторном генераторе кроме условия равенства $\omega_s k_s = \omega_r k_r$, при котором $(I_s) = (I_r)$, нужно иметь положение щеток при $\angle \alpha = 180^\circ$. В этом случае м. д. с. \dot{I}_s и \dot{I}_r будут направлены на встречу и будут полностью компенсировать друг друга, вследствие чего результирующая м. д. с. должна покрывать только м. д. с. холостого хода машины; отсюда следует, что при любых режимах работы коллекторного

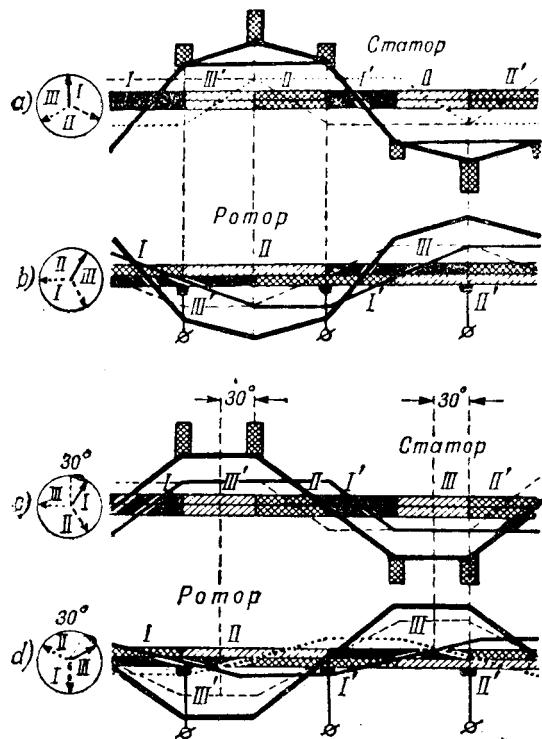


Рис. 11. Кривые м. д. с. статорных и роторных обмоток с диаметральным шагом.

компенсированного генератора его возбуждающая цепь должна доставлять лишь реактивный намагничивающий ток I_p при $\cos \varphi_0$ и мощности P_0 , соответствующей его потерям на возбуждение холостого хода при данном напряжении U_1 и частоте f_1 .

5. Выполнение обмоток коллекторного генератора [Л. 8]. Коллекторный генератор с диаметральной обмоткой на роторе. Коллекторный генератор должен иметь компенсационную обмотку, которая, создавая полное зеркальное отображение м. д. с. ротора, должна полностью компенсировать реакцию якоря. Магнитодвижущая сила трехфазной роторной обмотки не представляет правильной синусоидальной волны и при передвижении вдоль воздушного зазора изменяет свою форму через определенные промежутки времени. Это объясняется тем обстоятельством, что число фаз трехфазной обмотки ротора относительно невелико, вследствие чего ее м. д. с. имеет заметные по величине пространственные гармоники. При вполне идентичном выполнении трехфазной компенсационной обмотки статора, соединенной звездой, и обмотки якоря, соединенной треугольником, полная компенсация достигается только для основной волны реакции якоря, а пространственные гармонические высших порядков остаются для некоторых моментов времени совершенно не компенсированными, что повышает индуктивное сопротивление главной цепи машины и может заметно ухудшить условия ее коммутации. Для достижения полной компенсации не только основной, но и высших гармонических реакций якоря компенсационная обмотка должна быть выполнена не идентично якорной, а таким образом, чтобы полная компенсация всех гармонических м. д. с. осуществлялась для любого момента времени.

В том случае, когда роторная трехфазная обмотка выполняется с диаметральным шагом, она создает шестизонное распределение м. д. с., при котором ток нижнего слоя сдвинут по фазе во времени на 60° относительно тока верхнего слоя, причем как верхний, так и нижний слой имеет трехзонное распределение с обмоточным коэффициентом, равным $k_s = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}$. Для зеркальной компенсации реакции якоря в этом случае достаточно взять обмотку с шестизонным распределением как в верхнем, так

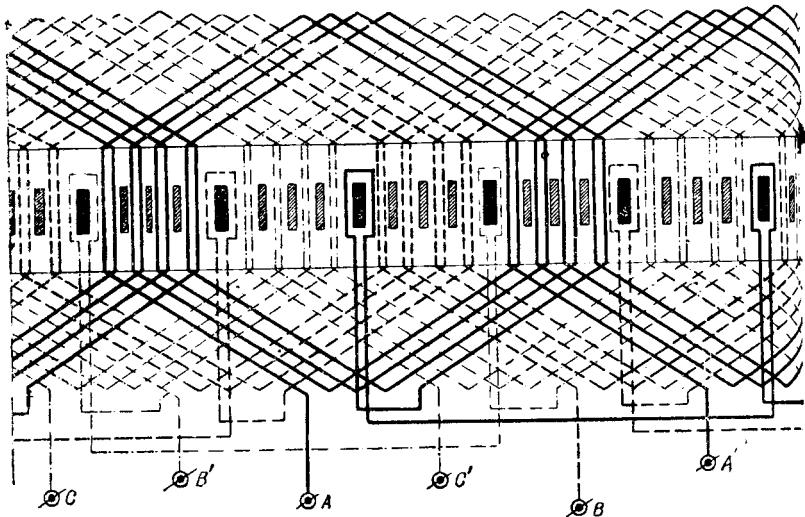


Рис. 12. Схема компенсирующей обмотки с диаметральным шагом и обмотки последовательных добавочных полюсов.

и нижнем слое с обмоточным коэффициентом $k_s = \frac{3}{\pi}$ и

токами в обоих слоях, совпадающими по фазе. На рис. 11 представлена картина распределения м. д. с. обмоток статора (сплошные ломаные линии) и ротора для двух основных последовательных моментов времени, отличающихся на 30° , откуда можно видеть, что м. д. с. статорной компенсирующей обмотки представляет полное зеркальное отображение м. д. с. роторной обмотки для обоих моментов времени.

Для правильной коммутации относительно реактивной э. д. с. самоиндукции необходимо не только полностью компенсировать в коммутационной зоне реакцию якоря, но и создать коммутационное поле, обратное по направлению полюсу реакции и создающее коммутирующую э. д. с., компенсирующую реактивную э. д. с. самоиндукции. Компенсационная обмотка, уничтожающая поле реакции якоря, решает только первую часть задачи, но машина должна иметь, кроме того, обмотку последовательных добавочных полюсов, создающую коммутационное поле, которое также направлено против поля реакции якоря. Этую обмотку можно выполнять или в виде самостоятельной обмотки, окружающей непосредственно добавочный полюс, или в виде добавочных проводников компенсационной обмотки в пазах, соседних с добавочным полюсом, делающим ее поле сильнее поля реакции якоря в тех зонах, где находятся коммутируемые проводники обмотки ротора. Отсюда следует, что добавочные полюсы должны иметь фазу, соответствующую полному объему коммутируемого тока верхнего и нижнего слоя обмотки якоря. При наличии последовательных добавочных полюсов получаются результатирующие кривые м. д. с. компенсационной обмотки и обмотки добавочных последовательных полюсов, изображенные на рис. 11, а и 11, с.

Компенсационная обмотка неявлнополюсного коллекторного генератора обычно выполняется в виде разрезанной обмотки постоянного тока с диаметральным шагом, а обмотка добавочных последовательных полюсов в виде простой катушечной обмотки, намотанной вокруг добавочного полюса. Полная схема компенсационной обмотки вместе с обмоткой последовательных добавочных полюсов изображена на рис. 12.

Неявлнополюсный коллекторный генератор может выполняться как с возбуждением со стороны статора по схемам рис. 1 и 2, так и с возбуждением с ротора рис. 4. Компенсирующая трехфазная обмотка может быть выполнена не только с диаметральным, но также и по схеме автора с сильно сокращенным шагом $y = \frac{1}{2} \tau$. В этом случае компенсационная обмотка объединяет в себе одновременно и обмотку последовательных добавочных полюсов, которой соответствуют местные резкие повышения

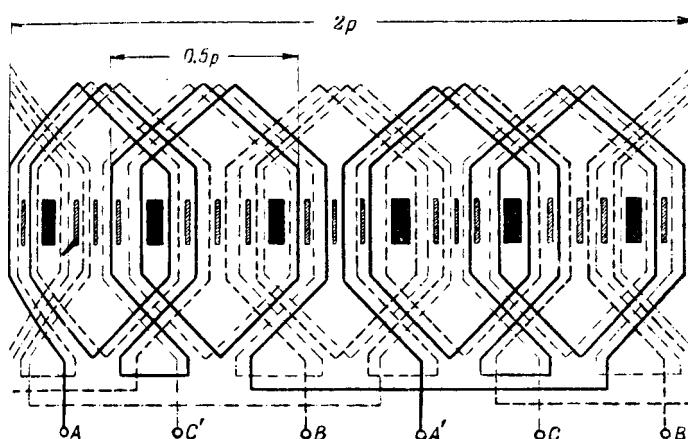


Рис. 13. Схема компенсирующей обмотки с сокращенным шагом.

и. д. с. Для того чтобы коммутирующее поле распределялось правильно по коммутационным зонам якоря, в которых происходит изменение тока во времени в период коммутации, компенсирующая обмотка может выполняться из двух одинаковых ветвей, сдвинутых в пространстве на 60° (рис. 13).

На рис. 14, а и 14, б представлено взаимное расположение м. д. с. статорной и роторной обмоток для двух последующих моментов времени, отличающихся на 30° . Из этих кривых видно, что м. д. с. статорной обмотки не только дает полное зеркальное отображение м. д. с. роторной обмотки, но, кроме того, создает в коммутационных зонах добавочные поля, соответствующие заштрихованным участкам на рис. 14, а и 14, б. Эти поля направлены навстречу полям реакции якоря, и поэтому являются коммутирующими полями последовательных добавочных полюсов, причем изменение их амплитуды точно следует изменению тока в зоне коммутации для всех моментов времени. Преимущество компенсирующей обмотки с сокращенным шагом рис. 13 по сравнению с обмоткой с диаметральным шагом рис. 12 заключается в том, что в первом случае все проводники как создающие компенсирующую м. д. с., так и коммутирующие поля распределены равномерно по всей окружности машины (рис. 15, а), в то время как во втором случае получается заметное скопление большого количества проводников в пазах, находящихся рядом с добавочными полюсами (рис. 15, б). Равномерное заполнение пазов проводниками позволяет при схеме рис. 13 иметь равномерный нагрев проводников во всех пазах, вследствие чего машина допускает лучшее использование обмотки статора по сравнению с обмоткой с сосредоточенными добавочными полюсами (рис. 7). Кроме того, укороченный шаг обмотки статора представляет большое удобство в отношении ее конструкции и производственного выполнения.

При возбуждении со статора по схемам рис. 1 и 2 обмотка возбуждения представляет в неявнополюсной машине обычную равномерно распределенную трехфазную обмотку, создающую вращающееся магнитное поле. Если зазор по всей окружности машины является равномерным, то основная волна м. д. с. обмотки возбуждения создает равномерное круговое вращающееся поле. В этом случае при направлении вращения поля в направлении вращения ротора э. д. с., созданная относительным вращением короткозамкнутого витка по отношению к вращающемуся полюсу,

$$\Delta e = \pi \sqrt{2} w_k \Phi f S, \quad (12)$$

погому при синхронной скорости, когда скольжение $S=0$, то $\Delta e=0$. Если же выполнить воздушный зазор в коммутационной зоне увеличенным, например в 1,5 раза по отношению к рабочей зоне, то в этом случае Δe будет равна нулю уже не при синхронной скорости, а при $2/3$ от синхронной скорости. На рис. 16 представлены зависимости э. д. с. в короткозамкнутом контуре Δe при постоянной скорости вращения $f_r = \text{const}$ и переменной частоте f_1 при равномерном воздушном зазоре (сплошная

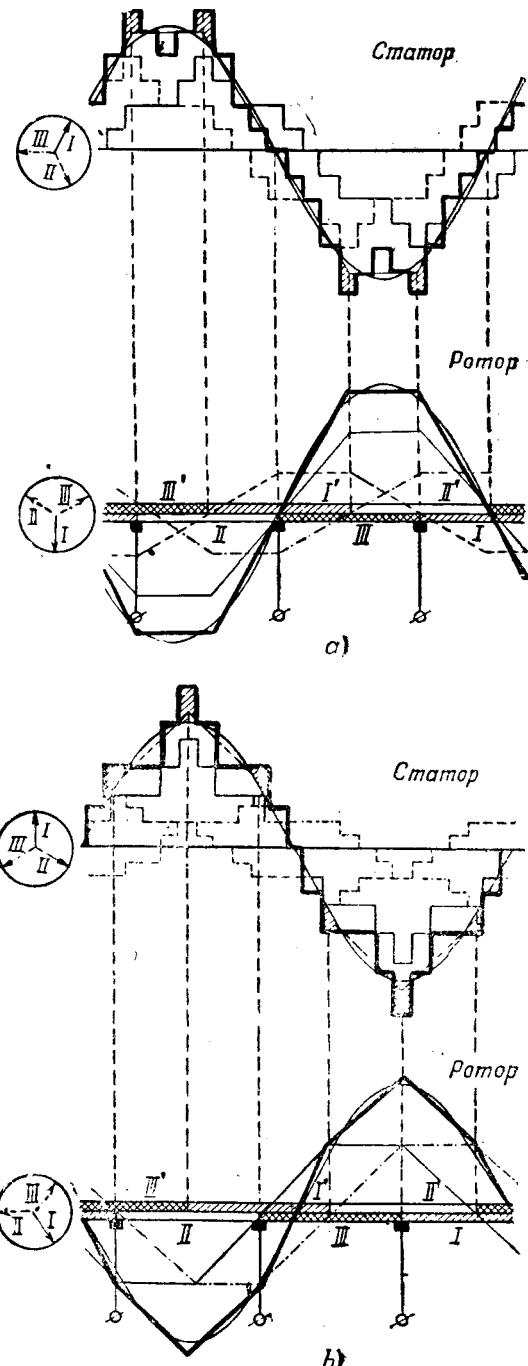


Рис. 14. Магнитодвижущая сила обмотки якоря с диаметральным шагом и компенсирующей обмотки с сокращенным шагом $u = \frac{1}{2} \tau$.

линия) и при увеличенном в 1,5 раза воздушном зазоре в коммутационных зонах при условии, что магнитный поток, созданный системой возбуждения, изменяется пропорционально частоте $\Phi = kf_1$. Из этих кривых видно, что максимальное напряжение Δe в короткозамкнутом контуре в этом случае уменьшается в 2,25 раза по сравнению с его максимальной величиной в той же зоне при равномерном воздушном зазоре. При $f_1 = \frac{2}{3} f_r$, $\Delta e = 0$, а при $f_1 > \frac{2}{3} f_r$, Δe начинает снова возрастать, достигая при $f_1 = 0.8 f_r$ приблизительно того же максимального

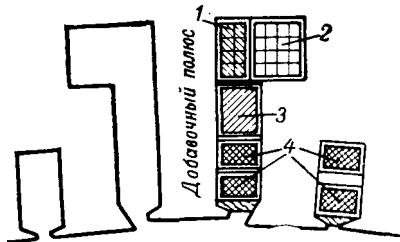


Рис. 15а. Распределение проводников в пазах статора явнополюсной машины с диаметральным шагом компенсирующей обмотки.

Машина с 6-ю полюсами на потенциальную волну. 1—обмотка шунтовых добавочных полюсов; 2—обмотка главных шунтовых полюсов возбуждения; 3—обмотка последовательных добавочных полюсов; 4—компенсационная обмотка.

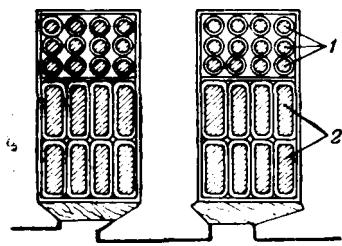


Рис. 15б. Распределение проводников в пазах неявнополюсной машины с сокращенным шагом компенсирующей обмотки $u = \frac{1}{2} \tau$.

1—обмотки полюсов возбуждения; 2—комбинированная компенсационная обмотка и обмотка последовательных добавочных полюсов.

значения, какое получилось в диапазоне изменения частоты от $f_1 = 0$ до $f_1 = \frac{2}{3} f_r$. Таким образом, в неявнополюсной машине можно получить даже без применения шунтовых добавочных полюсов весьма небольшую результирующую э. д. с. в короткозамкнутом контуре для некоторого диапазона частот в зоне от $f_1 = 0$ до $f_1 = \frac{2}{3} f_r$, если несколько увеличить воздушный зазор в коммутационных зонах.

Обмотка с диаметральным шагом на роторе позволяет выполнять коллекторный генератор не только с неявнополюсной, но также и явнополюсной системой возбуждения. Статорная компенсирующая обмотка в этом случае может выполняться так же, как и в случае неявнополюсной системы возбуждения по схеме рис. 12, как с диаметральным шагом, так и сокращенным шагом $u = \frac{1}{2} \tau$ по схеме рис. 13. При явнополюсной системе возбуждения статорная система возбуждения получает 6 основных явно выраженных полюсов и 6 добавочных полюсов по схеме рис. 7, причем последние могут создавать коммутирующие поля не только для компенсации реактивной э. д. с. самоиндукции, но также и для компенсации трансформаторной э. д. с. в короткозамкнутом контуре, возникающем вследствие пульсации в нем основного потока возбуждения.

Коллекторный генератор с сокращенным шагом обмотки на роторе (машина Шербиуса [Л. 1, 6, 8, 10]). Машина Шербиуса представляет собой трехфазный компенсированный коллекторный генератор, возбуждаемый со статора посредством трех явно выраженных полюсов на каждое двойное полюсное деление статора (рис. 6). Идея этой машины заключается в использовании основного расположения обмоток и отдельных элементов компенсированной однофазной машины при увеличении числа полюсов от 2 до 3 на каждом двойном полюсном делении машины. Чтобы при этом увеличении числа полюсов коммутируемые провод-

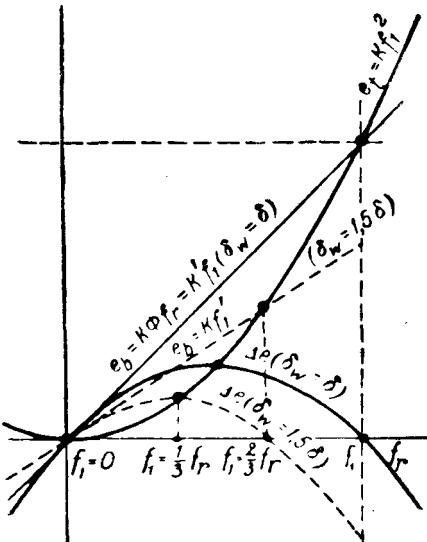


Рис. 16. Кривые э. д. с. в короткозамкнутых витках якоря в процессе коммутации неявнополюсной машины.

ники находились в воздушном пространстве между явно выраженными полюсами, обмотка якоря должна иметь по отношению к двойному полюсному делению сокращенный шаг до $u = \frac{2}{3} \tau$.

На рис. 6 представлена принципиальная схема трехфазной машины, имеющей одну волну м. д. с. якоря с тремя явно выраженным полюсами a_1, a_2 и a_3 на статоре. При этом расположении полюсов и обмотки якоря как верхний, так и нижний коммутируемые проводники находятся в одном пазу. Так как оба коммутируемых проводника находятся в коммутационной зоне между полюсами, то коммутацию машины можно улучшить с помощью добавочных полюсов d_1, d_2 и d_3 , помещенных в пространствах между явно выраженным полюсами возбуждения a_1, a_2 и a_3 . Если бы машина возбуждалась постоянным током, то для ее правильной коммутации добавочные полюсы должны были бы иметь только обмотку, последовательно соединенную с цепью якоря. Так как все три полюса машины возбуждаются переменными токами, сдвинутыми во времени на 120° и составляющими трехфазную систему, то они создают три пульсирующих магнитных потока, также сдвинутых во времени на 120° . Ход потока в каждом из полюсов пульсирует, но три пульсирующих потока полюсов, сдвинутых в пространстве и во времени на 120° , образуют по отношению к обмотке якоря в целом систему как бы вращающегося поля. Благодаря пульсирующему характеру потока полюсов в короткозамкнутых секциях кроме реактивной э. д. с. индуцируется пульсационная э. д. с., поэтому для улучшения коммутации машина Шербиуса имеет кроме последовательных шунтовых добавочных полюса, благодаря которым при различных частотах и нагрузках коммутация у нее может быть практически столь же совершенна, как и у машины постоянного тока с добавочными полюсами. Для правильной работы машина Шербиуса должна иметь компенсационную обмотку, м. д. с. которой представляет зеркальное отображение м. д. с. ротора. При укороченном шаге до $\frac{2}{3}$ полюсного деления на роторе м. д. с. его обмотки сильно отличается от синусоиды. Вследствие наличия четных гармоник кривая м. д. с. имеет несимметричный вид и изменяется во времени.

Кривая м. д. с. передвигается в пространстве на такой же угол, на какой изменяется вектор тока во времени, но при этом форма ее претерпевает весьма резкие изменения.

Для того чтобы указанные изменения м. д. с. не вызывали искрения под щетками коллектора, необходимо иметь на статоре компенсационную обмотку, м. д. с. которой была направлена навстречу м. д. с. ротора и представляла ее зеркальное отображение.

Для полной компенсации м. д. с. ротора при включении статора звездой требуется особое расположение про-

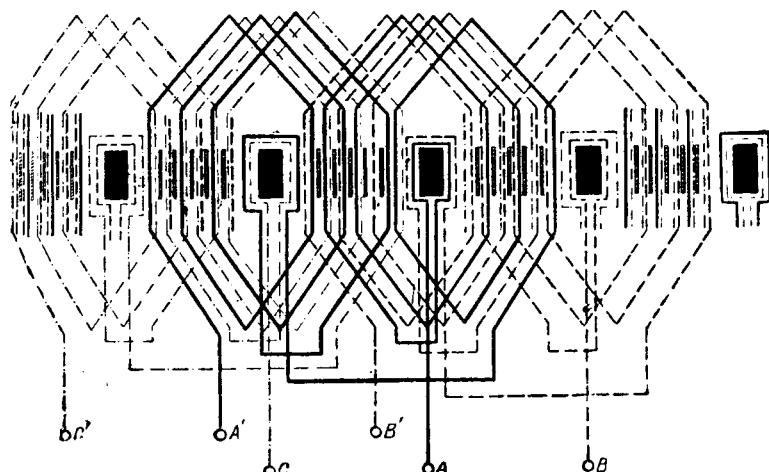


Рис. 17. Схема компенсирующей обмотки с сокращенным шагом $y = \frac{2}{3} t$ вместе с обмоткой добавочных последовательных полюсов.

водников статора, при котором бы, несмотря на сдвиг во времени на 150° , обе кривые м. д. с. компенсировали друг друга при всех изменениях их во времени. Подобное расположение статорных проводников было найдено Шербиусом.

В машине Шербиуса половина проводников компенсационной обмотки, принадлежащих одной фазе, располагается во впадинах одного из явно выраженных полюсов таким образом, что все они обтекаются токами в одном направлении. Вторая половина проводников этой же самой фазы, обтекаемых током в обратном направлении, располагается поровну во впадинах двух других явно выраженных полюсов. На рис. 17 представлено подобное расположение проводников для всех трех фаз машины Шербиуса вместе с обмоткой добавочных полюсов, состоящей также из двух самостоятельных обмоток, из которых одна питается прямым током основной фазы, а вторая питается обратным током дополнительной фазы, сдвинутой от первой на 30° . Простота схемы включения машины в сеть, совершенная компенсация м. д. с. ротора сделали машину Шербиуса с обмоткой статора, выполненной по его схеме, настолько жизнеспособной, что она находила себе относительно широкое применение в каскадных установках для регулирования скорости и для улучшения $\cos \varphi$ трехфазных асинхронных двигателей.

6. Воздействие коллекторного генератора. Способы возбуждения коллекторного генератора [Л. 2, 8, 10, 11]. Коллекторный генератор может возбуждаться подобно генератору постоянного тока как по способу шунтового возбуждения от внешних рабочих зажимов, соединенных с сетью, на которую он работает, так и по схеме независимого возбуждения.

При шунтовом возбуждении, как и в случае машины постоянного тока, система возбуждения и главная цепь коллекторного генератора связаны в одну электрическую цепь, поэтому установившийся режим напряжения соответствует пересечению характеристик шунтовой и главной цепи.

В коллекторном генераторе кроме напряжения определяющим параметром является еще и частота, которая при шунтовой схеме определяется пересечением характеристик напряжения главной и шунтовой цепи в функции от частоты.

Если бы числа витков компенсационной обмотки и обмотки возбуждения были подобраны таким образом, чтобы основной поток машины индуцировал в них одинаковые э. д. с. $E_1 = E_s$, то характеристики напряжения на зажимах $U_1 \approx E_2$, э. д. с. E_s и E_1 имели бы в случае пропорциональности U_2 и f_1 вид, изображенный в случае возбуждения со статора на рис. 18. Как видно из этих характеристик, пересечение кривых $B [E_1 = \varphi (f_1)]$ и $A [E_2 = \varphi (f_1)]$ наступает при синхронной скорости $f_1 = f_r$. При увеличенном вдвое числе витков обмотки воз-

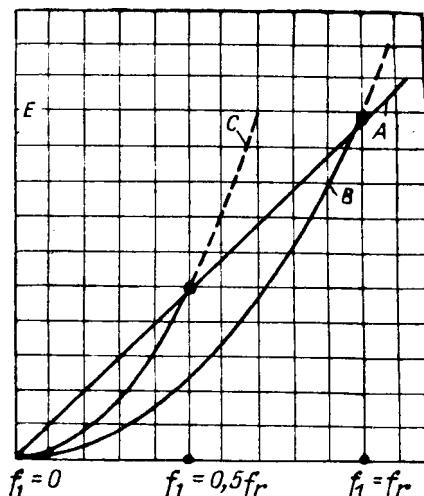


Рис. 18. Характеристики э. д. с. главной и шунтовой цепей компенсированной коллекторной машины, определяющие устойчивый режим ее работы.

буждения ее э. д. с. при прочих равных условиях также возрастает в два раза, и поэтому характеристика шунта выражается уже кривой C . Пересечение характеристик $E_1 = \varphi (f_1)$ и $E_2 = \varphi (f_1)$ наступит в этом случае уже при $f_1 = 0.5 f_r$. Вместо изменения числа витков обмотки возбуждения можно изменять коэффициент трансформации трансформатора, включенного между главными зажимами машины и зажимами обмотки возбуждения, и получать различные установившиеся напряжения и частоты на зажимах коллекторного генератора.

При независимом возбуждении коллекторного генератора по схеме рис. 1 закон изменения $E_1 = k\Phi f_1 = \varphi (f_1)$ зависит от желаемого способа изменения $\Phi = \varphi (f_1)$. Например, при $\Phi = \text{const}$ $E_1 = kf_1$, при $\Phi = kf_1$ $E_1 = kf_1^2$ и при $\Phi = kf_1^2$ $E_1 = kf_1^3$. Можно выполнить обмотку возбуждения W_1 коллекторного генератора таким образом, чтобы ее ось совпадала в пространстве с осью статорной обмотки W_s . Если соединить теперь концы этих обмоток таким образом, чтобы при вращении поля в направлении вращения якоря э. д. с. обеих обмоток по контуру вычищались, то напряжение из зажимах, соединенных со свободными концами обмотки возбуждения

$$U_1 = i_1 r + j i_1 x_s + \dot{E}_1 - \dot{E}_2 = I_1 (r + j x_s) + \pi \sqrt{2} \Phi (w_r k f_1 \mp w_r k_r f_r) = I_1 [r + j (x_s + x_1 \mp x_v)], \quad (13)$$

где

$$j x_1 = \frac{\dot{E}_1}{I_1};$$

$$j x_v = \frac{\dot{E}_2}{I_1},$$

x_s равно суммарному индуктивному сопротивлению рассеяния всех обмоток цепи, по которой проходит ток возбуждения, а r — суммарному активному сопротивлению той же цепи, включая сопротивление переходного слоя щеток и приведенное активное сопротивление, учитывающее потери в стали

$$r_\mu = \frac{p_{Fe}}{3 I_1^2}.$$

Если при постоянном напряжении на свободных зажимах цепи возбуждения $U_1 = \text{const}$ производить изменение частоты при постоянной скорости вращения, то зависимость $\Phi = I_1 = \varphi (f_1)$ будет носить характер, похожий на резонансную кривую в цепи R, L и C при изменении частоты f

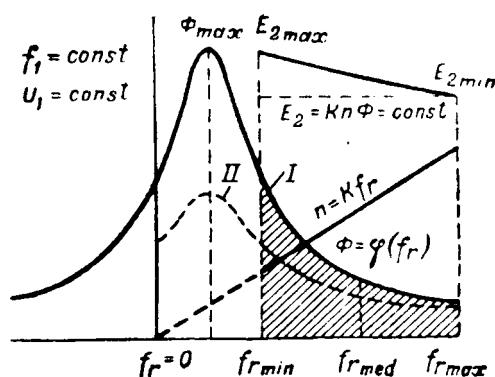


Рис. 19. Кривая машинного резонанса цепи возбуждения коллекторного генератора при изменении скорости.

с тем различием, что в первом случае при изменении частоты изменяется лишь один член $x_o + x_1$, а во втором изменяются оба члена x_L и x_C . Если в первом приближении пренебречь членом индуктивного сопротивления рассеяния x_o , то максимальное значение тока возбуждения и соответственно максимальное значение потока возбуждения

$$\Phi_{\max} \equiv I_1 = \frac{U_1}{r} \quad (14)$$

будет соответствовать условию

$$f_{1p} = \frac{w_r k_r}{w_1 k_1} f_r = u_r f_r \quad (15)$$

Если выполнить обмотку возбуждения с тем же действующим числом витков, что и компенсирующую обмотку $w_1 k_1 = w_s k_s = w_r k_r$, то частота f_{1p} , соответствующая максимуму резонанса, будет равна синхронной частоте поля возбуждения $f_{1p} = f_r$. Если выполнить обмотку возбуждения с числом витков большим, чем число витков компенсирующей обмотки $w_1 k_1 > w_r k_r$, то максимум резонанса получится уже при $f_{1p} < f_r$, и наоборот, при $w_1 k_1 < w_r k_r$ максимум резонанса получится при $f_{1p} > f_r$. Таким образом, можно посредством изменения числа витков обмотки возбуждения изменять частоту генератора f_1 , которая будет соответствовать условиям резонанса. Подобным же образом, если производить при постоянном напряжении на зажимах $U_1 = \text{const}$ изменение скорости вращения коллекторного генератора при постоянной частоте $f_1 = \text{const}$, то зависимость $\Phi = I_1 = \varphi(f_r)$ будет также носить подобный же характер резонансной кривой, изображенной на рис. 19. Максимальное значение потока Φ_{\max} и тока возбуждения $I_{1\max} = \frac{U_1}{r}$ будет соответствовать

условию $f_{rp} = \frac{w_1 k_1}{w_r k_r} f_1 = u_r f_1$. При $w_1 k_1 = w_s k_s = w_r k_r$

максимум резонанса будет соответствовать синхронной скорости вращения $f_{rp} = f_1$; соответственно при $w_1 k_1 > w_r k_r$, $f_{rp} > f_1$ и при $w_1 k_1 < w_r k_r$, $f_{rp} < f_1$. Таким образом, и в этом случае можно посредством изменения числа витков обмотки возбуждения изменять скорость вращения f_{rp} , которая соответствует условию резонанса.

При более точном анализе условий работы системы возбуждения по резонансной кривой необходимо учесть влияние индуктивного сопротивления собственного рассеяния x_o всей цепи, по которой проходит ток возбуждения. В этом случае максимум резонансной кривой будет соответствовать условию

$$x_o + x_L + x_v = x_o + k(w_1 k_1 f_1 + w_r k_r f_r) = 0, \quad (16)$$

где

$$k = \pi \sqrt{2} \frac{\Phi}{I_1} \approx \text{const.}$$

Очевидно, что при изменении частоты f_1 при постоянной скорости вращения резонанс при условии $w_1 k_1 = w_r k_r$ наступит уже не при синхронной скорости вращения пол $f_{1p} = f_r$, а при несколько большей скорости вращения $f_{1p} > f_r$. Соответственным образом при постоянной частоте $f_1 = \text{const}$ и переменной скорости вращения резонанс наступит не при синхронной скорости вращения $f_{rp} = f_1$, а при несколько большей скорости $f_{rp} > f_1$.

В случае независимого возбуждения коллекторного генератора при постоянной частоте и переменной скорости вращения можно для уменьшения относительной величины тока возбуждения включить последовательно в цепь возбуждения емкость C . В этом случае максимум резонанса будет соответствовать условию

$$(x_o + x_L) - (x_c + x_v) = 0, \quad (17)$$

и поэтому при $w_1 k_1 = w_r k_r$, резонанс может наступать при синхронной скорости вращения, а при заметно меньшей скорости. Нужно отметить, что при наличии емкости в цепи возбуждения потери в обмотке возбуждения $3I_1^2$ и потери в стали $P_{Fe} = 3I_1^2 r_{Fe}$ на максимуме резонанса не изменяются, но джоулевые потери, вызванные прохождением тока возбуждения I_1 по обмоткам главной цепи W_s и W_r , и в переходном слое щеток заметно уменьшаются, поэтому включение емкости дает существенное улучшение условий работы коллекторного генератора в отношении снижения результирующих потерь всей цепи возбуждения и соответственно в отношении улучшения условий питания цепи возбуждения от ее источника возбуждения.

При работе коллекторного генератора при постоянной скорости и переменной частоте последовательное включение конденсаторов в цепь возбуждения возможно только в том случае, если нет необходимости изменять направление вращения поля по отношению к направлению вращения ротора, так как в последнем случае при реверсе поля возбуждения ее частота будет проходить как через малые значения, так и через значение $f_1 = 0$, и тогда емкость C не позволит проходить возбуждающему току в цепь возбуждения. В этом случае конденсаторы могут приключаться параллельно к самой обмотке возбуждения при соединении ее с зажимами главной цепи по схеме рис. 1.

Активная и реактивная мощность возбудительной системы коллекторного генератора. В асинхронной машине отношение кажущейся мощности возбуждения P_1 к кажущейся мощности главной цепи P_2 пропорционально произведению индукции в воздушном зазоре B_δ и приведенного воздушного зазора δ' (с учетом насыщения), деленному на произведение линейной нагрузки A на полюсное деление τ :

$$\alpha = \frac{P_1}{P_2} = \frac{m_1 I_1 E_1}{m_2 I_2 E_2} \approx \text{const.} \frac{B_\delta \cdot \delta'}{A \cdot \tau} = 0,2 \div 0,35. \quad (18)$$

В коллекторном компенсированном генераторе при независимом возбуждении его со статора по схеме рис. 1 отношение тех же мощностей

$$\gamma = \frac{P_1}{P_2} = \frac{m_1 I_1 E_1}{m_2 I_2 E_2} = \frac{I_1}{I_2} \cdot \frac{f_1}{f_r}, \quad (19)$$

где

$$I_2 = I_1 \cdot \frac{m_2 w_r k_r}{m_1 w_1 k_1}.$$

Поэтому отношение $\frac{I_1}{I_2}$ соответствует отношению токов в системах, приведенных к одному числу витков $w_1 k_1 = w_r k_r$. Обозначив, так же как в случае асинхронного двигателя, это отношение через $\alpha = \frac{I_1}{I_2}$, получаем, что в случае коллекторного генератора с возбуждением на статоре

$$= \alpha \frac{f_1}{f_r} = \frac{\alpha}{1 - S}. \quad (20)$$

При синхронной скорости $f_r = f_1$ $S = 0$ и поэтому $\gamma = \alpha$.

При возбуждении коллекторного генератора по схеме рис. 2 величина кажущейся мощности резко снижается при приближении режима его работы к условиям максимума резонанса. При достижении максимума резонанса отношение

$$\gamma = \frac{P_1}{P_2} = \frac{P_{M1} + P_{Fe}}{P_2} = \frac{I_1^2 (r + r_p)}{P_2}$$

равно отношению потерь всей цепи возбуждения, включающей в себя сумму джоулевых потерь в обмотках возбуждения и главной цепи от возбуждающего тока и потерь в стали к мощности главной цепи. Отношение γ снижается с увеличением габаритной мощности коллекторного генератора обратно пропорционально его линейным размерам, так как потери можно считать пропорциональными кубу линейных размеров, а мощность главной цепи пропорциональна четвертой степени линейных размеров.

При возбуждении коллекторного генератора с ротора

$$\gamma = \frac{P_1}{P_2} = \frac{m_1 I_1 E_1}{m_2 I_2 E_2} \approx \frac{m_1 I_1 \pi \sqrt{2} \Phi w_1 k_1 (\pm f_1 - f_r)}{m_2 I_2 \pi \sqrt{2} \Phi w_r k_r f_r} = \alpha \left(\frac{\pm f_1}{f_r} - 1 \right). \quad (21)$$

При вращении поля в направлении вращения ротора при синхронной скорости $\frac{f_1}{f_r} - 1 = 0$ и соответственно

$$\gamma = \frac{P_1}{P_2} \approx \frac{P_{M1} + P_{Fe}}{P_2} = \frac{I_1^2 (r + r_p)}{P_2},$$

т. е. в этом случае получаются такие же условия, как при возбуждении со статора при максимуме резонанса.

7. Габаритная мощность коллекторного генератора [Л. 1, 3]. При сравнении габаритной мощности ротора трехфазного коллекторного генератора по сравнению с габаритной мощностью того же ротора при использовании его в качестве машины постоянного тока можно исходить в первом приближении из равенства джоулевых потерь якоря при равенстве максимальных значений индукций в воздушном зазоре $B_{\delta \max}$ для обоих случаев.

Предположим, что якорь двухполюсной машины постоянного тока преобразуется в якорь неяянополюсного коллекторного генератора с тем же числом полюсов $2p=2$, причем коэффициент полюсной дуги машины постоянного тока $\alpha = \frac{2}{\pi} = 0,637$.

Фазовая э. д. с. вращения на щетках коллекторного генератора в этом случае будет:

$$E_p = \frac{E_g}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}, \quad (22)$$

где E_g представляет э. д. с. на щетках машины постоянного тока того же якоря при том же максимальном значении $B_{\delta \max}$ (рис. 20, a). Ток через щетки коллекторного генератора

$$I_p = I_a \sqrt{3} = \frac{I_g}{2} \sqrt{3}, \quad (23)$$

где $I_a = \frac{I_g}{2}$ представляет ток в обмотке якоря, а I_g — ток на щетках машины постоянного тока.

Мощность, развиваемая коллекторным генератором,

$$P_p = \sqrt{3} E_p I_p = \frac{3}{4} \sqrt{\frac{3}{2}} E_g I_g = 0,92 P_g, \quad (24)$$

где P_g — мощность машины постоянного тока.

Понижение мощности якоря на 8% в случае коллекторного генератора переменного тока по сравнению с обычными

$$\alpha = \frac{2}{\pi} = 0,638$$

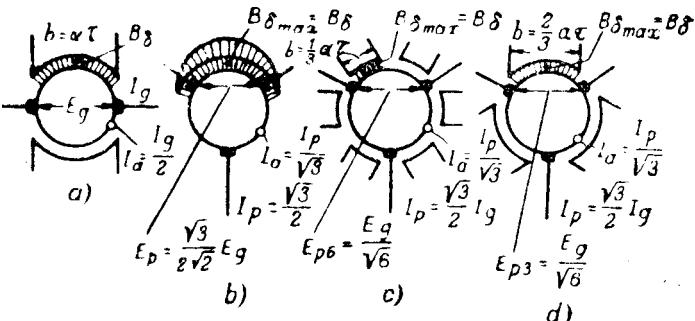


Рис. 20. Сравнение использования якорей машины постоянного тока и коллекторных генераторов неяянополюсного и явнополюсных типов.

генераторами постоянного и переменного тока, имеющими практически одинаковое использование, объясняется тем обстоятельством, что при трехфазной замкнутой системе якоря получается зона каждой фазы в 120° , а не в 60° , как при выполнении обычных фазовых обмоток машин переменного тока, поэтому обмоточный коэффициент роторной системы и соответственно ее мощность снижаются в $\frac{2}{\sqrt{3}}$ раз.

Если статор имеет вместо неяянополюсной системы возбуждения явнополюсную систему с шестью полюсами на каждое двухполюсное деление при том же максимальном значении индукции в воздушном зазоре $B_{\delta \max}$ и $\alpha = \frac{2}{\pi}$ (рис. 20, b), то мощность, снимаемая с якоря, уменьшается в $\frac{3}{2} \frac{\pi}{2} \alpha = \frac{3}{2}$ раза и поэтому

$$P_p = \frac{2}{3} \cdot \frac{3}{4} \sqrt{\frac{3}{2}} P_g = \frac{\sqrt{3}}{2\sqrt{2}} P_g = 0,613 P_g. \quad (25)$$

Если статор имеет вместо неяянополюсной системы возбуждения явнополюсную систему с тремя полюсами на каждое двухполюсное деление и сокращенный шаг обмотки якоря $y = 2/3 \tau$ по системе Шербиуса при том же допустимом максимальном значении индукции $B_{\delta \max}$ и при $\alpha = \frac{2}{\pi}$ (рис. 20, c), то мощность, снимаемая с якоря, должна уменьшаться в отношении действующего значения индукции к его максимальному значению B_{\max} , умноженному на отношение индукции $B_{\delta \max}$, при которой получается максимальное значение э. д. с. на щетках к максимальному значению индукции B_{\max} :

$$P_p = P_g \cdot \frac{B_{eff}}{B_{\max}} \cdot \frac{B_{\delta \max}}{B_{\max}} = P_g \cdot \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} = 0,613 P_g. \quad (26)$$

Отсюда следует, что машина Шербиуса и машина с диаметральным шагом обмотки ротора имеют одинаковое использование активной зоны якоря, равное 61% от использования этой зоны в случае машины постоянного тока.

Так как при сокращенном шаге обмотки якоря до $y = 2/3 \tau$ длина скошенной части лобовой части обмотки уменьшается на $1/3$ по сравнению с диаметральным шагом обмотки якоря, то отсюда следует, что машина Шербиуса дает несколько лучшее использование якоря, чем обмотка с диаметральным шагом.

Так как статорная система имеет наилучшее использование при равномерном распределении компенсирующей обмотки и обмотки последовательных добавочных полюсов вдоль окружности машины, то в целом машина с обмоткой с сокращенным шагом на статоре $y = \frac{1}{2} \pi$ имеет преимущество по сравнению с машиной Шербиуса и ма-

шиной с диаметральным шагом компенсирующей обмотки.

При неявлнополюсной системе, когда возбуждающая обмотка оказывается равномерно распределенной, получается лучшее использование статорной системы в тепловом отношении, чем при явнополюсной системе, когда эта обмотка оказывается сосредоточенной в отдельных пазах.

8. Применение коллекторного генератора [Л. 2, 4, 6, 8, 10, 11, 12]. **Общие соображения.** Коллекторный явнополюсный генератор Шербиуса применялся в качестве регулирующей машины в каскадных установках для регулирования скорости крупных асинхронных двигателей и в агрегатах, служащих для связи сетей различных частот, а также в качестве шунтовых и последовательных фазовых компенсаторов, служащих для компенсации $\cos \varphi$ больших асинхронных двигателей и возбуждения асинхронных компенсаторов.

Машины Шербиуса в выполненных установках достигали наибольшей мощности в 1 000 kVA при 375 об/мин и числе полюсов $3p = 21$, что соответствует около 150 kVA на потенциальную волну.

Коллекторный генератор с шестью явно выраженными полюсами на потенциальную волну строился для тех же применений в каскадных установках и возбуждения асинхронных компенсаторов, что и машина Шербиуса. Наибольшая мощность этой машины в выполненной установке для связи сетей двух частот достигала 600 kVA при 500 об/мин и шести потенциальных волнах, что дает 100 kVA на потенциальную волну.

Неявлнополюсный коллекторный генератор с возбуждением на роторе применялся в каскадных установках для возбуждения асинхронных компенсаторов и в качестве фазовых компенсаторов с независимым возбуждением для улучшения $\cos \varphi$ асинхронных двигателей. Наибольшая мощность этой машины в выполненной установке для связи сетей двух частот достигает 375 kVA при 300 об/мин, что дает 37,5 kVA на пару полюсов.

Неявлнополюсные коллекторные генераторы с возбуждением на статоре применялись в качестве возбудителей для асинхронных компенсаторов и в качестве шунтовых фазовых компенсаторов для улучшения $\cos \varphi$ больших асинхронных двигателей.

Применение коллекторного явнополюсного генератора для питания переменной частотой асинхронных двигателей было впервые указано Шербиусом [Л. 8]; применение для этой цели неявлнополюсного коллекторного генератора с возбуждением на статоре и роторе было разработано Н. Япольским и автором [Л. 2].

Каскадный агрегат с широкой регулировкой скорости. Каскадные установки асинхронной и коллекторной машины большой мощности по системе Шербиуса не позволяют получать регулировку скорости больше $\pm 25\%$ от синхронной скорости вследствие чрезмерного увеличения габаритной мощности коллекторной машины и возрастания до недопустимых пределов напряжения на ее зажимах, а также вследствие затруднений с коммутацией коллекторной машины при больших частотах на ее зажимах.

В установках с моментом на валу, пропорциональным квадрату скорости (вентиляторные установки и установки гребных винтов), максимальная мощность скольжения главного двигателя, воспринимаемая коллекторной машиной, равна всего $\frac{4}{27} \approx 0,15$ от мощности главного двигателя при его синхронной скорости, а ток коллекторной машины изменяется пропорционально квадрату скорости вращения главного двигателя $I_k \equiv (1-S)^2$. В этом случае возможно производить регулировку напряжения на зажимах коллекторной машины после достижения предельно допустимого его значения посредством секционированного трансформатора [Л. 12] или потенциального регулятора таким образом, чтобы это напряжение оставалось неизменным или даже несколько снижалось при возрастании скольжения и уменьшении скорости главного двигателя, а ток в цепи коллекторной машины I_k и трансформаторная э. д. с. коммутации e_t в коротко-замкнутом контуре под щетками не превосходили допустимых значений.

Можно задаться условием, чтобы при моменте на валу главного двигателя, пропорциональном квадрату скорости, мощность его скольжения, пропорциональная произведению $S \cdot (1-S)^2$, не превосходила при высокосинхронной скорости максимального ее значения при низкосинхронной скорости

$$P_{k \max} = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{2}{3} \right)^2 \cdot P_s \approx 0,15 P_s, \quad (27)$$

где P_s — мощность агрегата при синхронной скорости.

Так как в этом случае агрегат может быть доведен до скорости $S = -0,12$, то в диапазоне регулировки скорости $S = \pm 0,12$ не требуется добавочной регулировки напряжения на зажимах коллекторной машины, поэтому в этом диапазоне скоростей каскад может работать по автоматическим характеристикам обычной системы Шербиуса. При скольжении, изменяющемся в пределах $+0,12 \dots +0,33$, напряжение на зажимах коллекторной машины может сохраняться постоянным, причем ток в коллекторной машине возрастает и достигает при $S = +0,33$ того же максимального значения, какое он имел при $S = -0,12$. Трансформаторная э. д. с. e_t , пропорциональная произведению $\Phi_k \cdot f_k$, достигает при $I_k = \text{const}$ максимального значения при $S = \pm 0,5$. При дальнейшем возрастании скольжения э. д. с. e_t при $I_k = \text{const}$ начинает уменьшаться, поэтому при $S = +0,5$ можно производить регулировку напряжения при $e_t = \text{const}$ и уменьшающемся значении тока I_k . Регулировочные характеристики на всем диапазоне скоростей от $S = 0$ до $S = -0,12$ в этом случае получают вид, представленный на рис. 21.

На рис. 22 представлена схема модифицированного каскада Шербиуса, у которого для получения регулировки напряжения на зажимах коллекторной машины K между ней и кольцами главного двигателя A включен потенциальный

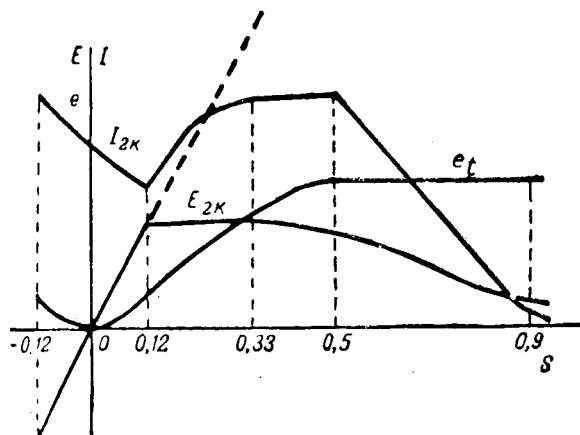


Рис. 21. Характеристика модифицированного каскада с широкой регулировкой скорости.

регулятора P_A специального типа, позволяющий регулировать напряжение от нулевого напряжения до необходимого максимального напряжения без изменения фазы вторичного напряжения. При указанном выше методе регулирования напряжения потенциальный регулятор P_A может оставаться замкнутым накоротко в пределах изменения скольжения $S = \pm 0,12$, а при переходе на режимы работы $S > \pm 0,12$ производится размыкание выключателя u на зажимах потенциального регулятора P_A и он оказывается, включенным между кольцами ротора двигателя A и зажимами коллекторной машины K .

Регулировка скорости агрегата может осуществляться посредством потенциального регулятора P_B в цепи возбуждения, позволяющего производить широкую регулировку напряжения также без изменения фазы вторичного напряжения.

Пуск в ход каскадного агрегата может осуществляться путем регулировки тока возбуждения коллекторной машины посредством потенциального регулятора P_B , причем фазы тока возбуждения и соответственно фаза тока главной цепи коллекторной машины K могут регулироваться посредством фазового регулятора Φ , включенного последовательно в цепь возбуждения. Этот же фазовый регулятор служит также и для регулировки $\cos \varphi$ главного двигателя в рабочих режимах его работы при различных $\cos \varphi$.

Описанная модифицированная схема Шербиуса дает по сравнению с имеющей более широкое применение модифицированной схемой Кремера по методу асинхронно-синхронного каскада [Л. 13] значительное снижение весов всей установки приблизительно на 40%, причем работа всего агрегата получается более устойчивой, а управление более простым [Л. 12].

Широкая регулировка скорости двигателя переменного тока изменением частоты [Л. 3, 8, 10, 12]. Широкая и экономичная регулировка скорости асинхронного или синхронного двигателя достигается наилучшим образом при питании его переменной

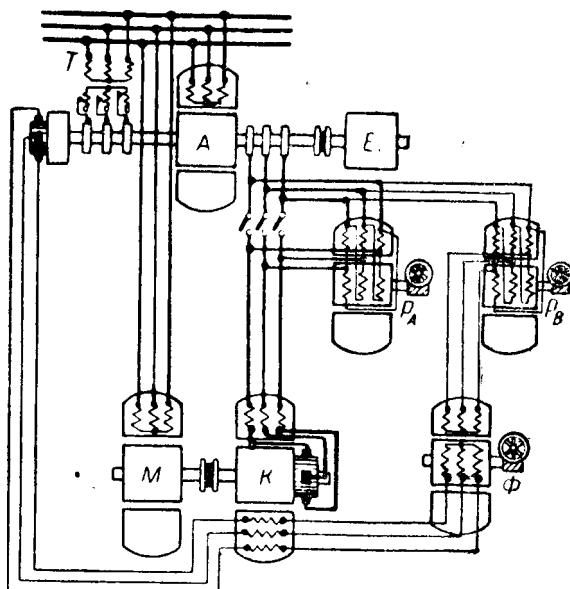


Рис. 22. Схема модифицированного каскада.

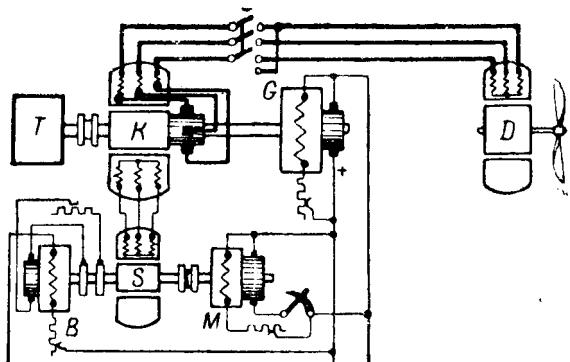


Рис. 23. Схема управления скоростью двигателя посредством коллекторного генератора с квадратичной системой возбуждения.

частотой при напряжении на зажимах, изменяемом по следующей зависимости [Л. 3].

$$\frac{U'}{U''} = \frac{f'}{f''} \sqrt{\frac{M'}{M''}}. \quad (28)$$

Так как коллекторный генератор позволяет получать широкое, плавное и быстрое изменение частоты от $f=0$ до желаемого значения f_{\max} , то это дает возможность получать самую широкую регулировку скорости двигателя при его оптимальном использовании с наиболее высоким к. п. д. и $\cos \varphi$. Для случая постоянного момента на валу приводного двигателя напряжение на его зажимах по формуле (28) должно изменяться пропорционально частоте:

$$\frac{U'}{U''} = \frac{f'}{f''}. \quad (29)$$

Общая схема установки для этого случая получает вид, представленный на рис. 23. Здесь K представляет коллекторный неявнополюсный генератор с возбуждением на статоре, D — главный двигатель трехфазного тока (асинхронный или

синхронный), T — двигатель, приводящий во вращение генераторный агрегат, G — генератор постоянного тока, и M — двигатель постоянного тока, приводящий во вращение с переменной скоростью синхронный возбудитель S , возбуждаемый возбудителем постоянного тока B с постоянным независимым возбуждением. При изменении скорости возбудительного агрегата напряжение на зажимах обмотки возбуждения коллекторного генератора автоматически изменяется пропорционально квадрату частоты:

$$\frac{U_1'}{U_1''} = \left(\frac{f_1'}{f_1''} \right)^2. \quad (30)$$

Следовательно, при постоянной скорости коллекторного генератора напряжение на его главных зажимах будет автоматически изменяться по требуемой зависимости пропорционально частоте:

$$\frac{U_2'}{U_2''} \approx \frac{E_2'}{E_2''} = \frac{f_1'}{f_1''}. \quad (29a)$$

Реактивная мощность возбуждения коллекторного генератора, доставляемая от синхронного возбудителя S , может быть заметно уменьшена, если включить емкость в цепь возбуждения последовательно по схеме рис. 2 для получения резонанса напряжений или параллельно по схеме рис. 1 для получения резонанса токов.

При использовании коллекторного неявнополюсного генератора в качестве генератора переменной частоты для регулировки скорости двигателей переменного тока реверс этих двигателей должен осуществляться посредством переключателя двух фаз в главной цепи, так как при реверсировании направления вращения векторов э. д. с. коллекторного генератора посредством изменения направления вращения поля возбуждения значительно ухудшаются условия коммутации по отношению к э. д. с. Δe в цепи короткозамкнутого контура.

В том случае, когда требуется производить весьма быстрые и частые реверсы двигателей, приключенных к главной цепи генератора, целесообразно применять явнополюсный тип коллекторного генератора, несмотря на то, что он дает несколько меньшее использование габарита по сравнению с неявнополюсным типом. В случае явнополюсного типа коллекторного генератора получаются симметричные условия коммутации в отношении трансформаторной э. д. с. e_t , короткозамкнутого контура, и поэтому возможно производить изменение направления вращения векторов э. д. с. на зажимах посредством изменения направления вращения векторов тока в цепи возбуждения без каких-либо переключений в главной цепи коллекторного генератора.

На рис. 24 представлена схема установки по системе автора [Л. 11], позволяющая производить реверс и управление двигателем переменного тока (синхронным или асинхронным) из цепи возбуждения коллекторного генератора K_g . Если принять, так же как и для вышерассмотренного случая схемы рис. 23, что двигатель должен изменять свою скорость при постоянном momente на валу, то выходное напряжение на главных

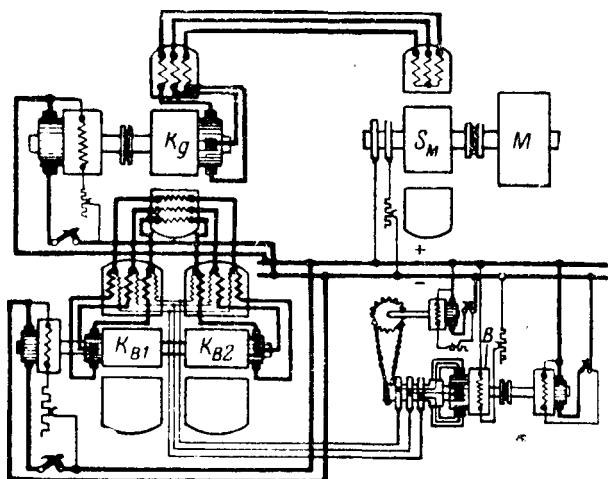


Рис. 24. Схема управления скоростью и реверсом двигателя переменного тока изменением частоты.

зажимах коллекторного генератора должно изменяться пропорционально частоте f_1 , а напряжение на зажимах обмотки возбуждения должно изменяться пропорционально f_1^3 . Если производить питание цепи возбуждения коллекторного генератора K_g от коллекторного неявнополюсного возбудителя K_{B1} , цепь возбуждения которой приключена к его главной цепи по схеме рис. 24, то ее ток возбуждения будет изменяться при постоянном напряжении на зажимах возбуждения и изменении частоты по кривой, имеющей характер резонансной кривой с восходящей ветвью, приближающейся к квадратичной кривой. Так как при постоянной скорости вращения возбудителя K_{B1} его э. д. с. на главных зажимах E_2 будет в этом случае пропорциональна f_1^3 , то для согласного направления вращения поля и вращения ротора получается достаточно хороший характер изменения напряжения на зажимах цепи возбуждения коллекторного генератора K_g , но для обратного направления вращения в области падающей кривой резонанса получается необходимой зависимости $E_{2B} = \psi(f_1)$. Однако, если питать цепь возбуждения с обоими концами от сдвоенных возбудителей K_{B1} и K_{B2} , настроенных так, что для одного направления вращения получается резонансная кривая для возбудителя K_{B1} , а для обратного направления поля получается такая же резонансная кривая для возбудителя K_{B2} , то результирующее напряжение будет иметь симметричный характер для обоих направлений вращения поля, как это изображено на рис. 25 и также необходимый квадратичный характер. Питание общего узла цепей возбуждения коллекторных возбудителей K_{B1} и K_{B2} может быть осуществлено от маломощного источника постоянного напряжения переменной частоты, например от системы вращающихся щеток на коллекторе генератора постоянного тока B , соединенных внешней цепью посредством контактных колец. Генератор B в этом случае работает в режиме синхронного генератора.

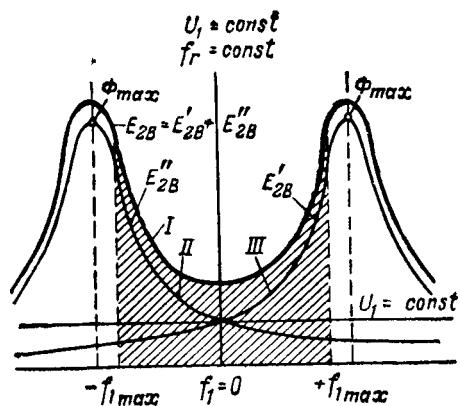


Рис. 25. Комбинированные кривые машинного резонанса сдвоенного коллекторного воздушителя.

нератора переменного тока, частота которого зависит только от скорости вращения щеток, а напряжение пропорционально результирующему потоку генератора B [Л. 17]. Схема рис. 24 позволяет производить без каких-либо дополнительных регулировок цепей возбуждения весьма быстрые изменения частоты и связанной с ней скорости вращения двигателя переменного тока как при прямом, так и при обратном направлении его вращения.

Система управления частотой и напряжением (рис. 24) позволяет применить ее в качестве генераторного устройства для электрического молота, построенного по принципу трехфазного асинхронного двигателя, боек которого выполнен как короткозамкнутая система типа беличьей клетки [Л. 4]. Так как при этой системе боек молота будет двигаться только с небольшим абсолютным скольжением по отношению к бегущему магнитному полю статора, к. п. д. такого электрического молота получается неизмеримо выше по сравнению с к. п. д. парового молота.

В том случае, когда в качестве приемника применяется синхронный двигатель, схема рис. 24 превращается в силовую синхронную передачу с весьма большим коэффициентом усиления. В этом случае каждому обороту щеток на коллекторе генератора B соответствует точно связанное с ним число оборотов синхронного двигателя S_m соответственно соотношению чисел полюсов в машинах B и S_m [Л. 10, 11].

В том случае, когда мощность приводного двигателя в главной цепи коллекторного генератора велика, питание этого двигателя переменной частотой возможно осуществить по системе автора [Л. 10] с помощью асинхронного генератора постоянной скорости, во вторичную цепь которого включен коллекторный генератор, вращаемый также с постоянной скоростью по схеме рис. 26, имеющей особые преимущества в случае привода гребных винтов корабля. В этом случае момент на валу приводного двигателя изменяется пропорционально квадрату скорости и частоты и, следовательно, напряжение на зажимах должно по формуле (28) изменяться пропорционально

$$U_2' \approx \frac{E_2'}{E_2''} = \left(\frac{f_1'}{f_1''} \right)^2.$$

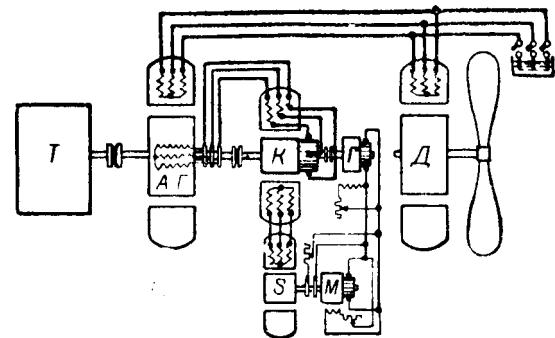


Рис. 26. Схема каскадного соединения асинхронного и коллекторного генератора для широкой регулировки скорости двигателя.

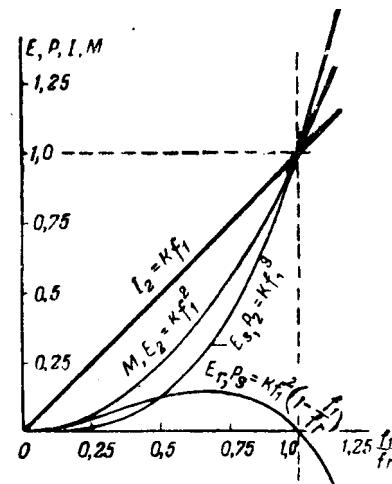


Рис. 27. Характеристики системы управления скоростью двигателя с моментом на валу, пропорциональным квадрату скорости.

Характеристики работы установки будут иметь вид, представленный на рис. 27. В этом случае основным генератором переменной частоты является асинхронный генератор A_g , а коллекторный генератор K будет служить лишь для покрытия его мощности скольжения, вследствие чего мощность коллекторного генератора составит всего 0,15 от мощности асинхронного генератора при его синхронной скорости. Так как асинхронный генератор может быть построен на значительно большую мощность, чем коллекторный генератор, то данная система может быть выполнена, особенно в случае квадратичного момента на валу главного двигателя, на большую мощность по сравнению с системой непосредственного питания приводного двигателя от коллекторного генератора по схеме рис. 23. Схема рис. 26 не позволяет системе переходить на работу выше синхронной скорости, так как при переходе через синхронную скорость коллекторный генератор должен доставить во вторичную цепь асинхронного генератора ток нулевой частоты, а следовательно, и цепь возбуждения коллекторного генератора K должна получить от возбудителя S ток нулевой частоты, что является невозможным при использовании в качестве возбудителя синхронного генератора. Если же применить в этом случае коллекторный возбудитель, возбуждаемый

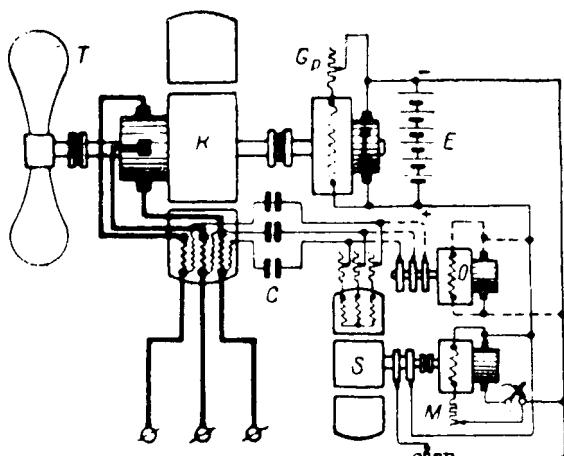


Рис. 28. Схема коллекторного генератора постоянной частоты с переменной скоростью вращения.

например, по схеме рис. 24 от генератора постоянного тока с вращающимися щетками, то тогда возможно осуществить работу асинхронного генератора не только при синхронной скорости, но и при вышесинхронной скорости до скольжения, равного приблизительно—0,12, так как в этом случае получается та же максимальная мощность для коллекторного генератора, как и при работе агрегата в режиме несинхронной скорости.

Получение постоянной частоты и постоянного напряжения от генератора переменной скорости [Л. 16]. Синхронный генератор требует для получения от него тока постоянной частоты поддержания неизменной его скорости вращения. Так как при изменении нагрузки синхронного генератора изменяется момент на его валу, то обычно приходится применять механические регуляторы скорости, которые позволяют поддерживать скорость агрегата постоянной. Эти регулирующие устройства усложняют и удорожают стоимость механических двигателей, поэтому они оправдывают свое применение только при достаточно большой мощности генератора. В установках малой и даже средней мощности указанные механические устройства не оправдывают своего применения, что затрудняет в этих случаях применение переменного тока, особенно в автономных мало мощных гидравлических и ветросиловых установках.

Описанные выше свойства компенсированного коллекторного генератора переменного тока с возбуждением со статора позволяют применять его в качестве генератора постоянной частоты при переменной скорости вращения. В этом случае уже не требуется применять регуляторы скорости для механического двигателя, приводящего во вращение коллекторный генератор, поэтому при изменении нагрузки генераторный агрегат должен в этом случае весьма заметно изменять свою скорость [Л. 14, 15].

Например, если генератор приводится во вращение гидравлической турбиной с неизменным положением лопаток турбинного колеса и направляющего аппарата, то при сбросе нагрузки пол-

ностью нагруженного генератора его скорость вращения может возрасти до двойного значения, а при удвоенной нагрузке по сравнению с нормальной скорость генератора может упасть до нуля. Для того чтобы при столь значительном диапазоне изменения скорости вращения коллекторного генератора напряжение на его зажимах оставалось постоянным, необходимо, чтобы произведение его потока Φ на скорость вращения n , пропорциональное э. д. с. генератора E , сохранялось неизменным, и, следовательно, поток коллекторного генератора изменялся по гиперболической зависимости обратно пропорционально скорости вращения $\Phi \approx \frac{\text{const}}{n}$. Весьма

существенно, чтобы указанное условие для изменения потока Φ осуществлялось в основной автоматически, а на обязанности обслуживающего персонала лишь лежала задача некоторой дополнительной подрегулировки напряжения на зажимах генератора соответственно значению его средней нагрузки.

На рис. 28 представлена удовлетворяющая вышеописанным требованиям одна из схем, в которой коллекторный генератор K приводится во вращение с переменной скоростью механическим двигателем T без устройств, регулирующих его скорость, а возбудительная система коллекторного генератора питается по схеме рис. 28 от источника постоянной частоты, например от синхронного возбудителя S , или от одноякорного преобразователя O , или от генератора постоянного тока с вращающимися щетками (рис. 24). Синхронный возбудитель S по схеме рис. 28 может для получения от него постоянной частоты приводиться во вращение с постоянной скоростью двигателем постоянного тока M , получающим питание от сети постоянного тока с постоянным напряжением. Генератором, питающим сеть постоянного тока с неизменным напряжением, может быть, например, генератор Розенберга G_r , применяемый в системе освещения поездов, лежащий на одном валу с коллекторным генератором K .

Генератор Розенберга позволяет получать в диапазоне весьма значительного изменения скорости на его валу достаточно устойчивое напряжение, которое может быть, кроме того, стабилизировано посредством параллельно приключенного к его зажимам аккумуляторной батареи E .

Если в схеме рис. 28 будет происходить под влиянием изменения нагрузки изменение скорости вращения коллекторного генератора K , то при постоянной частоте и постоянном напряжении на зажимах возбуждения $f_1 = \text{const}$ и $U_1 = \text{const}$ изменение потока $\Phi = I_1 = \varphi(f_1)$ будет носить вид характеристики кривой резонанса напряжений, изображенный на рис. 19. Максимальное значение тока возбуждения $I_{1\max}$ и соответственно потока Φ_{\max} коллекторного генератора будет приблизительно соответствовать при отсутствии емкости в цепи возбуждения условию

$$f_r \approx \frac{w_1 k_1}{w_r k} f_1$$

При увеличении числа витков обмотки возбуждения w_1 будет снижаться величина тока возбуждения I_1 , необходимого для получения того же значения потока Φ , и, следовательно, будут уменьшаться джоулевы потери, вызванные протеканием тока возбуждения по обмоткам W_1 и W_2 главной цепи коллекторного генератора. При возрастании числа витков w_1 будет при том же значении f_r уменьшаться резонансная частота f_{1p} , которая при $w_1 k_1 > w_2 k_2$ становится уже меньше f_r . Однако, последовательным включением емкости C в цепь возбуждения резонансная частота f_{1p} может быть повышена до желаемого значения и поэтому вся система возбуждения может быть настроена таким образом, чтобы работа коллекторного генератора происходила при заданном диапазоне изменения его скорости $f_{r, \min} < f_r < f_{r, \max}$ по ниспадающей ветви резонансной кривой рис. 19, при этом крутизна резонансной кривой может быть подрегулирована включением небольшого дополнительного активного сопротивления в цепь возбуждения.

В тех случаях, когда при повышении величины нагрузочного тока главной цепи коллекторного генератора требуется даже некоторое повышение напряжения его на зажимах для покрытия падения напряжения в участке сети от генератора до приемника, это требование также может быть удовлетворено указанным выше способом регулировки крутизны спадающей ветви резонансной кривой цепи возбуждения.

Описанная система позволяет осуществлять не только самостоятельную автономную работу коллекторных генераторов, но также и их параллельную работу на общую сеть, что в случае маломощных синхронных генераторов без автоматических регуляторов скорости механических двигателей практически неосуществимо.

При параллельной работе коллекторных генераторов, находящихся на одной и той же электростанции, они могут получать возбуждение от одного и того же синхронного возбудителя S_1 , по схеме рис. 29, для чего переключатель u в цепи возбуждения коллекторного генератора K_2 должен быть поставлен в среднее положение. В этом случае при колебании скорости синхронного возбудителя будет автоматически осуществляться не только равенство частот обоих генераторов, но и совпадение по фазе векторов их э. д. с., поэтому условия параллельной работы коллекторных генераторов будут практически совпадать с условиями параллельной работы генераторов постоянного тока. Распределение нагрузки между коллекторными генераторами, так же как и в случае генераторов постоянного тока, будет определяться кривой наклона их внешних характеристик с тем лишь небольшим отличием, что на величину уравнительного тока будут влиять не только активные сопротивления обмоток и переходного слоя щеток главной цепи, но и индуктивные сопротивления их главной цепи.

При параллельной работе коллекторных генераторов, так же как и в случае параллельной работы генераторов постоянного тока, может легко

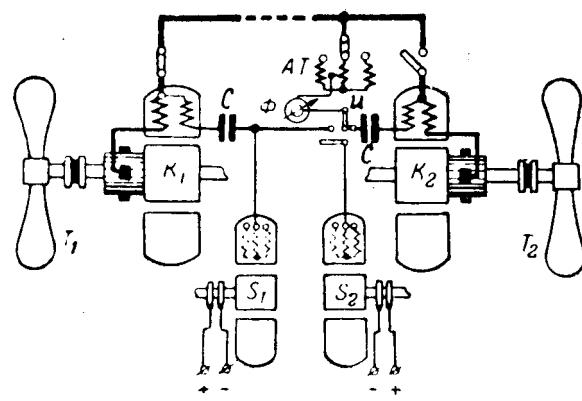


Рис. 29. Схема параллельной работы коллекторных генераторов.

осуществляться переход из режима работы генератора в режим работы двигателя уменьшением тока возбуждения машины, переходящей в режим работы двигателя, или увеличением тока возбуждения машины, остающейся в режиме работы генератора.

Параллельная работа коллекторных генераторов может быть осуществлена и по такой схеме, когда один из генераторов K_1 получает возбуждение от своего возбудителя S_1 , а второй генератор K_2 получает возбуждение от главных своих зажимов через автотрансформатор с регулируемым вторичным напряжением, для чего в схеме рис. 29 переключатель u должен быть поставлен в верхнее положение. Так как частота главной цепи коллекторного генератора K_1 при возбуждении его со статора определяется частотой, доставляемой его возбудителем S_1 , а генератор K_2 возбуждается от сети главной цепи генератора K_1 , то совпадение частот обоих генераторов и правильная фазировка векторов их э. д. с. будет обеспечена независимо от скоростей вращения обоих генераторов.

Последняя описанная схема позволяет осуществлять параллельную работу генераторов, не только находящихся на одной станции, но также и генераторов различных станций, соединенных линиями передачи. В этом случае при работе нескольких станций одна станция может выбираться, как ведущая частоту системы, и получает возбуждение от своего возбудителя, а остальные станции должны получать возбуждение от главной цепи по схеме рис. 4. Нужно заметить, что как в нормальной, так и модифицированной системе Шербиуса (рис. 22) при вышесинхронном режиме работы коллекторная машина также работает в режиме генератора, получающего возбуждение от своих главных зажимов через автотрансформатор или потенциальный регулятор.

9. Экспериментальное исследование коллекторного генератора. Основные данные лабораторной установки [Л. 2, 8]. В электромашинной лаборатории Ленинградского политехнического института было произведено экспериментальное исследование, давшее возможность получить характеристики работы схем с коллекторным генератором.

При увеличении числа витков обмотки возбуждения w_1 будет снижаться величина тока возбуждения I_1 , необходимого для получения того же значения потока Φ , и, следовательно, будут уменьшаться джоулевы потери, вызванные протеканием тока возбуждения по обмоткам W_1 и W_2 главной цепи коллекторного генератора. При возрастании числа витков w , будет при том же значении f , уменьшаться резонансная частота f_{1p} , которая при $w_1 k_1 > w_2 k_2$, становится уже меньше f . Однако, последовательным включением емкости C в цепь возбуждения резонансная частота f_{1p} может быть повышена до желаемого значения и поэтому вся система возбуждения может быть настроена таким образом, чтобы работа коллекторного генератора происходила при заданном диапазоне изменения его скорости $f_{\min} < f < f_{\max}$ по ниспадающей ветви резонансной кривой рис. 19, при этом крутизна резонансной кривой может быть подрегулирована включением небольшого дополнительного активного сопротивления в цепь возбуждения.

В тех случаях, когда при повышении величины нагрузочного тока главной цепи коллекторного генератора требуется даже некоторое повышение напряжения его на зажимах для покрытия падения напряжения в участке сети от генератора до приемника, это требование также может быть удовлетворено указанным выше способом регулировки крутизны спадающей ветви резонансной кривой цепи возбуждения.

Описанная система позволяет осуществить не только самостоятельную автономную работу коллекторных генераторов, но также и их параллельную работу на общую сеть, что в случае маломощных синхронных генераторов без автоматических регуляторов скорости механических двигателей практически неосуществимо.

При параллельной работе коллекторных генераторов, находящихся на одной и той же электростанции, они могут получать возбуждение от одного и того же синхронного возбудителя S_1 , по схеме рис. 29, для чего переключатель u в цепи возбуждения коллекторного генератора K_2 должен быть поставлен в среднее положение. В этом случае при колебании скорости синхронного возбудителя будет автоматически осуществляться не только равенство частот обоих генераторов, но и совпадение по фазе векторов их э. д. с., поэтому условия параллельной работы коллекторных генераторов будут практически совпадать с условиями параллельной работы генераторов постоянного тока. Распределение нагрузки между коллекторными генераторами, так же как и в случае генераторов постоянного тока, будет определяться кривой наклона их внешних характеристик с тем лишь небольшим отличием, что на величину уравнительного тока будут влиять не только активные сопротивления обмоток и переходного слоя щеток главной цепи, но и индуктивные сопротивления их главной цепи.

При параллельной работе коллекторных генераторов, так же как и в случае параллельной работы генераторов постоянного тока, может легко

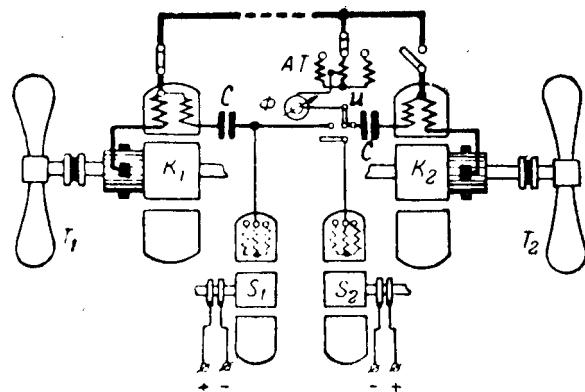


Рис. 29. Схема параллельной работы коллекторных генераторов.

осуществляться переход из режима работы генератора в режим работы двигателя уменьшением тока возбуждения машины, переходящей в режим работы двигателя, или увеличением тока возбуждения машины, остающейся в режиме работы генератора.

Параллельная работа коллекторных генераторов может быть осуществлена и по такой схеме, когда один из генераторов K_1 , получает возбуждение от своего возбудителя S_1 , а второй генератор K_2 получает возбуждение от главных своих зажимов через автотрансформатор с регулируемым вторичным напряжением, для чего в схеме рис. 29 переключатель u должен быть поставлен в верхнее положение. Так как частота главной цепи коллекторного генератора K_1 при возбуждении его со статора определяется частотой, доставляемой его возбудителем S_1 , а генератор K_1 возбуждается от сети главной цепи генератора K_1 , то совпадение частот обоих генераторов и правильная фазировка векторов их э. д. с. будет обеспечена независимо от скоростей вращения обоих генераторов.

Последняя описанная схема позволяет осуществлять параллельную работу генераторов, не только находящихся на одной станции, но также и генераторов различных станций, соединенных линиями передачи. В этом случае при работе нескольких станций одна станция может выбираться, как ведущая частоту системы, и получает возбуждение от своего возбудителя, а остальные станции должны получать возбуждение от главной цепи по схеме рис. 4. Нужно заметить, что как в нормальной, так и модифицированной системе Шербиуса (рис. 22) при вышесинхронном режиме работы коллекторная машина также работает в режиме генератора, получающего возбуждение от своих главных зажимов через автотрансформатор или потенциальный регулятор.

9. Экспериментальное исследование коллекторного генератора. Основные данные лабораторной установки [Л. 2, 8]. В электромашинной лаборатории Ленинградского политехнического института было произведено экспериментальное исследование, давшее возможность получить характеристики работы схем с коллекторным генератором.

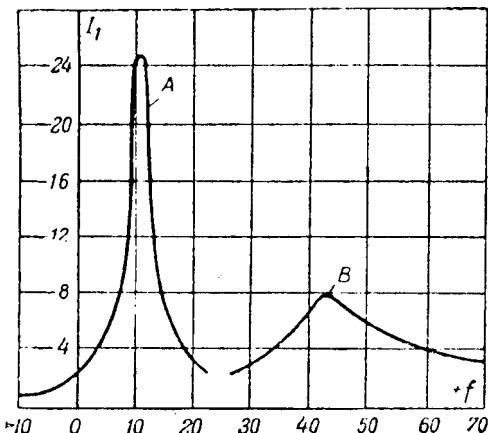


Рис. 30. Экспериментальные кривые электрического и машинного резонансов напряжений в цепи возбуждения коллекторного генератора при изменении частоты.

В качестве объекта для эксперимента были взяты следующие машины: 1) коллекторная трехфазная явнополюсная машина 40 kVA, $3p=6$, 2 500 об/мин, 128 A, 180 V, $I_1=7$ A; 2) сдвоенный трехфазный неявнополюсный возбудитель 1,2 kVA, $2p=4$, 2 000 об/мин, 7 A, 100 V; 3) двухполюсный генератор постоянного тока 110 V, 30 A, 1 350 об/мин, переделанный в синхронный возбудитель (датчик) с вращающимися щетками. Указанные машины дали возможность произвести исследование коллекторного генератора в условиях его работы с переменной и постоянной скоростью при постоянной и переменной частоте.

Работа коллекторного генератора с переменной скоростью вращения при постоянной частоте [Л. 16]. При этом исследовании коллекторный генератор возбуждался как от синхронного возбудителя по схеме рис. 28, так и от потенциального регулятора, сохраняющего неизменной фазу вторичного напряжения по отношению к первичной при изменении последнего (типа P_A и P_B рис. 22).

Для определения зоны машинного резонанса при переменной частоте без дополнительной емкости C в цепи возбуждения к последней подводилось постоянное напряжение $U_1=30$ V при частоте, изменявшейся в пределах от $f_1=-23$ Hz (вращение поля в направлении вращения ротора) до $f_1=+9$ Hz (вращение поля против направления вращения ротора), причем генератор вращался с номинальной скоростью, равной $n=1500$ об/мин ($f=50$ Hz). Резонансная кривая в этом случае имела весьма крутой характер и дала максимум тока возбуждения $I_{1\max}=25$ A при $U_1=30$ V и $f_{1p}=+11$ (рис. 30), что по формуле (15) соответствует соотношению витков якоря и цепи возбуждения $\frac{w_r k_r}{w_1 k_1}=0,133$. Для настройки цепи возбуждения коллекторного генератора на режим работы при индустриальной частоте 50 Hz были сняты кривые электрического резонанса при различных величинах емкости C , введенной в цепь возбуждения по схеме рис. 2 и рис. 28, причем оптимальные условия опреде-

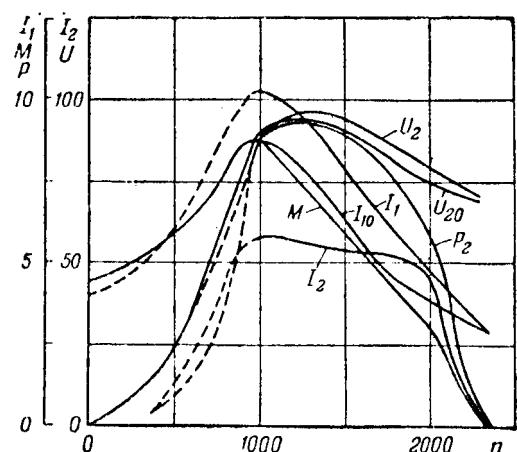


Рис. 31. Характеристики холостого хода и рабочие характеристики коллекторного генератора при переменной скорости и постоянной частоте.

лились при емкости в каждой фазе $C=150\mu F$, что дало возможность получить при весьма малой скорости вращения генератора $n=192$ об/мин резонансную частоту $f_{1p}=42$ Hz (кривая B , рис. 30). Настроенная указанным способом система возбуждения дала возможность снять характеристики коллекторного генератора и произвести опыт параллельной его работы с сетью при возбуждении генератора от общей сети переменного тока с постоянной частотой через потенциальный регулятор, дававший возможность регулировать напряжение на зажимах обмотки возбуждения.

На рис. 31 даны характеристики холостого хода и рабочие характеристики коллекторного генератора в условиях его работы от гидравлической турбины, не имеющей автоматического регулирования. Для моделирования режима работы турбины в цепь якоря двигателя постоянного тока, приводившего во вращение коллекторный генератор, был включен реостат, подобранный таким образом, чтобы при полном сбросе нагрузки коллекторного генератора скорость вращения двигателя повышалась приблизительно в два раза.

Под нагрузкой характеристика напряжения $U_2=f(n)$ показывает некоторое повышение по сравнению с характеристикой холостого хода $U_{20}=f(n)$ в том же диапазоне изменения скорости вращения от $n=150$ об/мин до $n=2350$ об/мин. При уменьшении скорости ниже $n=150$ об/мин, когда ток возбуждения после прохода через максимум резонанса начинает сильно снижаться, происходит резкое снижение напряжения по характеристике, близкой к квадратичной. Из характеристик рис. 31 видно, что система настроена с некоторой компаундировкой напряжения в зоне больших нагрузок и малых скоростей, что может обеспечить покрытие падения напряжения сети и удержание постоянной величины напряжения в некоторой точке сети, удаленной от электростанции.

При экспериментальном исследовании коллекторного генератора был произведен также спут его параллельной работы с сетью постоянного напряжения и постоянной частоты по принципиаль-

ной схеме рис. 29. В этом случае коллекторный генератор показал возможность параллельной работы с сетью по такому же принципу, как работает генератор постоянного тока с шунтовым возбуждением.

Опыт показал возможность параллельной работы в большом диапазоне изменения скорости коллекторного генератора при постоянном напряжении на его зажимах, при этом удалось произвести перевод машины из режима генератора при $n=1170$ об/мин в режим двигателя при $n=2300$ об/мин и при холостом ходе при $n=1840$ об/мин. Данные опытного исследования приведены в табл. 1.

Таблица 1

№	Цель возбуждения			Главная цепь			$\cos \varphi_3$	n об/мин	Режим	
	U_c	U_f	U_c+U_f	U_1	I_1	P_1				
1	74108	34	53	4,1	0,27	100	78	13	1,0	2300
2	86116	32	59	4,6	0,28	100	43	6,9	1,0	2100
3	95123	31	62,5	5,0	0,25	100	18	3,0	1,0	1980
4	120147	33	67	5,8	0,28	100	0	0	1,0	1840
5	151177	36	61,5	6,9	0,32	100	20	3,3	1,0	1620
6	174205	40	64,5	8,5	0,3	100	33	5,55	1,0	1470
7	218243	45	63	9,9	0,495	100	42	6,2	1,0	1170

Режим двигателя

Холостой ход

Режим генератора

$f = 49,5$ Hz = const.

Для регулировки фазы тока коллекторного генератора по отношению к сети в цепь его возбуждения был включен фазовый регулятор типа заторможенного асинхронного двигателя, что давало возможность произвести перевод коллекторной машины из генераторного режима в двигательный при $\cos \varphi \approx 1,0$.

При исследовании режимов параллельной работы коллекторного генератора с сетью был произведен также опыт снятия изменения тока и $\cos \varphi$ как при холостом ходе, так и в генераторном и двигательном режимах. Данные опыта приведены в табл. 2.

Таблица 2

№	Цель возбуждения			Главная цепь			n об/мин				
	U_c	U_f	U_c+U_f	U_1	I_1	P_1		U_2	I_2	P_{2A}	P_{2r}
1	147	178	32	52,5	7,2	0,36	100	53,7	-1,6	9,8	1900
2	114	152	30	56,5	6,0	0,285	100	23,7	-1	4,05	1880
3	110	137	28	59	5,7	0,225	100	0	0	0	1850
4	114	133	30	61	5,4	0,155	100	17,7	+1,15	-2,9	1800
5	128	146	33	63	6,0	0,14	100	33	+2,85	-5,1	1650
6	148,5	165	38	64	6,7	0,16	100	47	-5	-6,6	1460

$f = 49,5$ Hz = const.

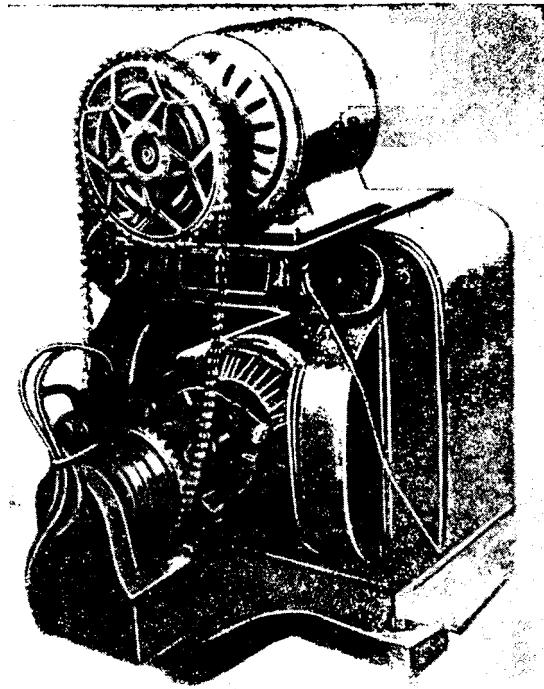


Рис. 32. Фотография датчика переменной частоты с вращающимися щетками и приводным двигателем к нему.

Работа коллекторного генератора с постоянной скоростью вращения при переменной частоте. При экспериментальном исследовании в условиях работы с постоянной скоростью при переменной частоте по схеме рис. 24 коллекторный генератор возбуждался от сдвоенного коллекторного возбудителя, который получал в свою очередь возбуждение от датчика с вращающимися щетками, представленного на фотографии рис. 32. Эта схема давала возможность получать реверсивный режим работы асинхронного двигателя с весьма быстрыми изменениями его скорости. При настройке системы возбуждения коллекторного возбудителя обмотки возбуждения обеих половин K_{B1} и K_{B2} были соединены таким образом, что их э. д. с. главной цепи были включены навстречу, а не согласно, что давало возможность получать более крутыми изменениями кривых нарастания напряжения в функции от частоты $U_{1B} = \varphi_1(f)$ и $U'_{2B} = \varphi_2(f)$ по сравнению с принципиальными кривыми рис. 25. Ввиду наличия небольшой разности в угловых положениях щеток на коллекторах обоих возбудителей при равенстве численных значений э. д. с. $(E_{1B}) = (E_{2B})$ остается и в этом случае небольшая геометрическая разность этих э. д. с. $\Delta \dot{E} = \dot{E}_{1B} - \dot{E}'_{2B}$, вследствие чего ток возбуждения I_1 и э. д. с. E_2 коллекторного генератора при их изменении в функции от частоты проходят через некоторое минимальное значение, не равное нулю.

На рис. 33 представлены экспериментально полученные кривые U_1 , U'_{1B} , U'_{2B} , I_1 и E_2 в функции от изменения частоты для режима холостого хода коллекторного генератора при вращении

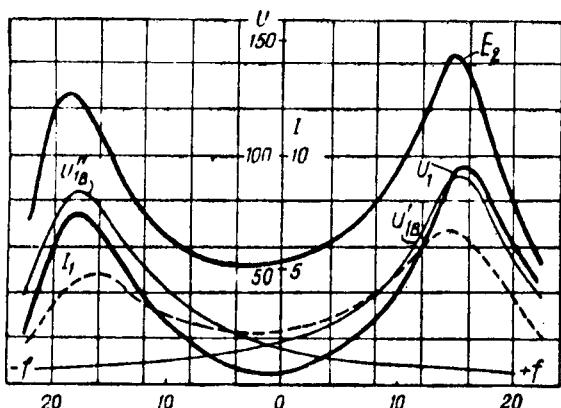


Рис. 33. Характеристики холостого хода коллекторного генератора при его возбуждении переменной частоты от сдвоенного коллекторного возбудителя и датчика с вращающимися щетками:

поля его возбуждения как по направлению, так и против направления вращения его ротора. Из этих характеристик видно, что кривые $I_1 = \varphi(f)$ и $E_2 = \varphi(f)$ имеют меньшую крутизну нарастания напряжения при увеличении частоты по сравнению с нарастанием результирующего напряжения сдвоенного возбудителя, подводимого к обмотке возбуждения коллекторного генератора. Это объясняется тем обстоятельством, что э. д. с. E_2 при прочих равных условиях пропорциональна механической скорости f , остававшейся в данном опыте неизменной, а э. д. с. E_1 при этих же условиях была пропорциональна частоте f_1 , которая подвергалась изменению.

В последующей стадии экспериментального исследования на главные зажимы коллекторного генератора был включен четырехполюсный трехфазный асинхронный двигатель с табличными данными 22 kW, 215 V, 80 A, который был соединен на одном валу с машиной постоянного тока с табличными данными в режиме двигателя 17,6 kW, 220 V, 91 A, 1040/1300 об/мин, имевшей независимое возбуждение, что при разомкнутой цепи якоря давало возможность легко регистрировать скорость агрегата по методу таходинамо. Небольшой двигатель в 0,18 kW, вращавший посредством велосипедной цепи щетки датчика (рис. 32), сначала разгонялся в одну

сторону, а затем резко реверсировался переключением направления тока в цепи якоря в обратную сторону. Вследствие этого получалось сначала резкое уменьшение частоты на зажимах асинхронного двигателя и соответственно замедление его скорости вращения, а затем быстрое возвращение частоты с обратным порядком следования фаз, что приводило к быстрому возрастанию скорости агрегата, но с обратным направлением вращения. Двигатель на датчике давал возможность вращать щетки якоря со скоростью 460 об/мин, а по направлению вращения якоря, когда трение щеток о коллектор увлекало в том же направлении вращения, получалась заметно большая скорость, равная 1170 об/мин. Вследствие этого в первом случае наибольшая частота достигала в первом случае 7,9 Hz, а во втором — 19,7 Hz.

На рис. 34 даны осциллограммы, из которых видно, что весь процесс торможения и последующего разгона агрегата занимал всего 2,1 sec, причем асинхронный двигатель вполне плавно следовал за всеми изменениями частоты, несмотря на значительный динамический момент агрегата, задававшийся в процессе торможения асинхронной машины в режиме асинхронного генератора и ее последующего разгона в режиме асинхронного двигателя. Были произведены также опыты реверсирования агрегата в обратном порядке от большой скорости вращения щеток к малой, которые показали, что и в этом случае асинхронная машина совершило плавно следовала за изменением частоты.

Произведенные опыты и расчеты показали, что при схеме переменного тока, подобной рис. 24, возможно получить систему управления короткозамкнутым асинхронным двигателем, а также и синхронным двигателем с такими же быстрыми и резкими изменениями скорости вращения приводного двигателя, как и при постоянном токе по системе Леонарда. Преимущество первой системы для некоторых случаев может заключаться в том, что вместо двигателя постоянного тока с коллектором при переменном токе в качестве приводного двигателя применяется более простой, дешевый и механически более надежный (бесколлекторный) двигатель переменного тока, не требующий особого ухода за щетками.

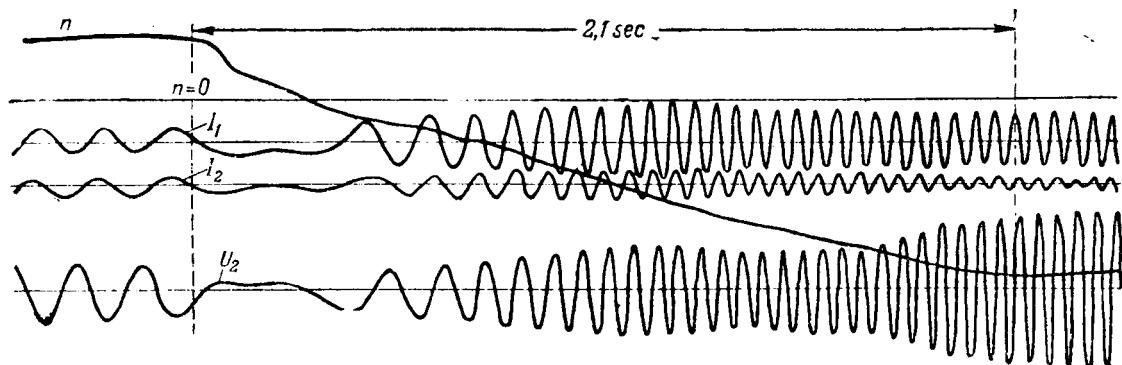


Рис. 34. Осциллограммы торможения и разгона трехфазного асинхронного двигателя в 22 kW при быстром изменении и реверсе частоты от коллекторного генератора.

точным аппаратом, как в случае двигателя постоянного тока, находящегося в более тяжелых условиях работы по сравнению с питавшим его генераторным агрегатом.

Заключение. Теоретическое и экспериментальное исследование и проведенные подробные расчеты показали, что коллекторный генератор в описанных выше схемах его применения с переменной скоростью вращения при постоянной частоте и с постоянной скоростью вращения при переменной частоте может дать решение ряда новых задач. При этом нужно отметить, что наладка производства коллекторных генераторов не представляет особых затруднений, поскольку эта машина комплектуется из якоря типа машины постоянного тока с неподвижным щеточным аппаратом и статора машины переменного тока с несколько видоизмененным, но весьма простым типом обмоток.

Литература

1. E. Arnold. Die Wechselstromtechnik. Die Wechselstromkommutatormaschinen, B-V-2, стр. 163-176, изд. J. Springer, 1912.

2. М. Костенко. Компенсированный коллекторный многофазный альтернатор с круговым вращающимся полем и независимым возбуждением переменного тока. Электричество, № 7, стр. 417, 1925.

3. М. Костенко. Работа многофазного асинхронного двигателя при переменном числе периодов. Электричество, № 2, стр. 87, 1925.

4. Н. Япольский. Магнитофугальный электрический молот. Электричество, № 11, стр. 646, 1925.

5. М. Костенко. Многофазные коллекторные и асинхронные машины, как частные случаи всеобщего трансформатора. Электричество, № 1—2, стр. 58, 1929.

6. Л. Дрейфус. Коллекторные каскады. Изд. ОНТИ, 1934.

7. М. Костенко. Коллекторные машины переменного тока. Изд. Кубуч, стр. 212—233, 1933.

8. М. Костенко. Коллекторный компенсированный альтернатор с неявно и явнополюсной системой возбуждения переменного тока. Сб. Лгр. Электромеханического института (ЛЭМИ), № 2, стр. 30, 1933.

9. Н. Якименко. Теория компенсированной коллекторной машины Шербнуса. Бюллетень ВЭИ, № 9, стр. 6, 1935.

10. Д. Васильев. Электрические машины в схемах синхронной связи ОНТИ, гл. X—XIV (коллекторный генератор и его применения), стр. 67—147, 1935.

11. Н. Лившиц, Д. Спицын и А. Данилин. Синхронно и счетно-решающие устройства. ВЭТА, гл. V, § 2, силовая синхронная передача Костенко, стр. 72, 1940.

12. Regulierbare Drehstromantriebe für Windkanal Gebläse BBC-Mitt., май—июнь, 1943.

13. Н. Монасзон. Асинхронно-синхронный каскад для привода мощных вентиляторов с широкой регулировкой скорости, сб. "Электросила", № 3-4, стр. 21, 1945.

14. Н. Сазонов. Сельские электростанции и требования к их электрическому оборудованию. Электричество, № 3, стр. 45, 1947.

15. И. Бузако. Схемы коммутации сельских электростанций. Электричество, № 3, стр. 49, 1947.

16. Коллекторный компенсированный генератор с регулированием частоты, независимым от скорости вращения. Аннотация доклада М. П. Костенко на июньском общем собрании ОНТИ АН СССР. Вестник Академии наук СССР, № 8, стр. 137, 1947.

J. Gook. Variable—Speed Constant Frequency Alternator. El. Eng., № 9, стр. 882, 1947.



Обобщенные условия соразмерности и оптимальная геометрия трансформаторов

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

Москва

В 1918 г. М. Видмар сформулировал условия соразмерности («законы») оптимального трансформатора, которые легли в основу последующих работ многих авторов. Эти работы помогли выяснить основные соотношения оптимального трансформатора и значительно способствовали прогрессу трансформаторостроения. Однако, в дальнейшем, после решения основных задач геометрии трансформатора, условия соразмерности Видмара перестали удовлетворять исследователей и расчетчиков. В настоящее время они сохранили, главным образом, иллюстративное значение. Это произошло вследствие того, что соразмерности Видмара справедливы лишь для частного случая [Л. 4] и не могут дать точного ответа при вынужденных отклонениях от условий оптимальной соразмерности.

Интерес к условиям соразмерности остыл и даже появились мнения о нецелесообразности продолжения работ в этом направлении. Между тем, оказывается, что условия соразмерности, полученные в обобщенном виде и правильно использованные, дают возможность просто и наглядно анализировать реальные трансформаторы и находить их оптимальную геометрию. Обобщенные условия соразмерности могут помочь и при разработке серий трансформаторов, проектируемых на базе новых видов материалов в изменившихся технико-экономических условиях.

В большинстве случаев для нахождения оптимальной геометрии трансформатора поступают следующим образом: выделяют четыре основных элемента трансформатора: ярмо, стержни, которые считают сталью ядра, лобовые части обмоток и центральные части обмоток (меди ядра) и затем, деформируя эти элементы, ищут условие минимума стоимости трансформатора. Обычно такой анализ ведется в предположении неизменности коэффициента заполнения окна, хотя в действительности он изменяется весьма заметно. Это вносит ошибку в определение условий минимума стоимости.

На основе трех обобщенных условий соразмерности определена геометрия оптимального трансформатора с учетом насыщения стали. Показано, что трансформатор, построенный на основе обобщенных условий соразмерности, может существенно отличаться от трансформатора, построенного с учетом соразмерности по Видмару. Исследованы результаты отступления от условий соразмерности. Показано, что обобщенные условия соразмерности хорошо подтверждаются реальными конструкциями.

Чтобы избежать ошибки от недоучета изменения коэффициента заполнения окна «по оси», поступим следующим образом: будем считать ядром трансформатора его часть, ограниченную плоскостями aa , bb , cc , и dd рис. 1. Плоскости aa и bb лежат на расстоянии H_m , равном полной высоте обмоток, плоскости cc и dd лежат на расстоянии L , где L — длина (толщина) пакета стали (при круглых катушках L определяется формой сердечника [Л. 5]; например, при квадратном сердечнике $L=a_c$, при крестообразном сердечнике $L=0,852a_c$ и т. д.).

Часть стержней на протяжении ($H - H_m$), не зависящую от высоты стержня, отнесем к ярму, введя понятие об «условном ярме». Тогда, изменения высоту стержней, мы сохраним неизменным коэффициент заполнения ядра «по оси», хотя коэффициент заполнения всего окна, имеющего высоту H , будет изменяться.

В предыдущей работе [Л. 4] нами получены следующие условия соразмерности.

Условие соразмерности лобовых частей обмотки:

$$C_0 + \frac{x}{2y} \cdot \frac{1+\xi}{\xi} \cdot P_0 = 1. \quad (1)$$

Условие соразмерности ярма¹

$$C_j^* + \frac{x}{2y} \cdot (1+\xi) \cdot P_j^* = 1. \quad (2)$$

Условие соразмерности ядра

$$\frac{C_{m.x}}{C_{c.x}} = v. \quad (3)$$

При оптимальной соразмерности ядра, соответствующей минимуму приведенной стоимости, $v = v_0$, где v_0 определяется из рис. 2.

¹ При выводе условия соразмерности ярма не вводилось понятия об «условном» ярме, однако уравнение (2) справедливо и для этого случая.

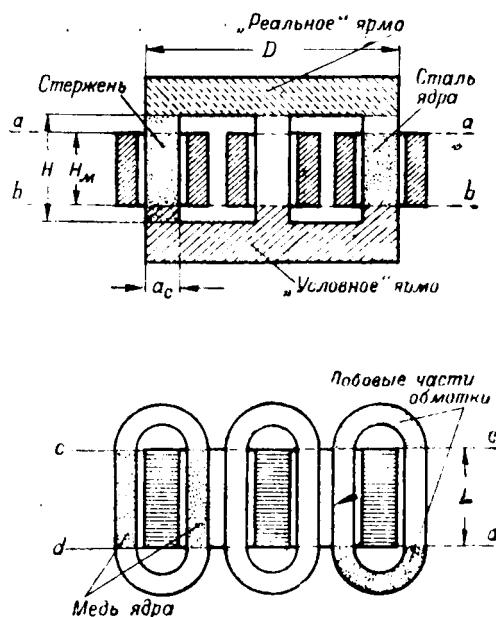


Рис. 1. Элементы трансформатора.

Условие соразмерности ядра (3) выведено при неизменной ширине изоляционных промежутков между катушками обмотки, т. е. в условиях изменяющегося коэффициента заполнения окна «по ширине». Таким образом, определяя наивыгоднейшие соразмерности трансформатора, мы не делаем предположения о неизменности коэффициента заполнения окна ни «по ширине», ни «по оси», чем вносится значительное уточнение в расчет.

Обозначим:

C — стоимость активного материала трансформатора и примем $C = 1$;

C_o — стоимость лобовых частей обмотки, выраженная в долях общей стоимости активного материала;

C_j^* — стоимость «реальных» ярем;

C_j^* — стоимость «условных» ярем — стоимость реальных ярем и стоимость части стержней на протяжении $(H - H_m)$; знак * будем ставить около обозначений, соответствующих «условному» яруму;

C_{cm} — стоимость стержней, соответствующую полной высоте H ;

$C_{c, я}$ — стоимость стали яра, — стоимость стержней, соответствующую высоте H_m ;

$C_{m, я}$ — стоимость меди яра;

C_m — стоимость активной меди (активной медью мы называем часть обмотки, обтекаемую током при расчетном режиме, не принимая во внимание витки, предназначенные для регулирования напряжения; при наличии таких витков их стоимость учитывается относительным увеличением цены меди);

C_c — стоимость стали;

P_n — общие потери трансформатора, примем $P_n = 1$;

P_o — потери в лобовых частях обмотки, выраженные в долях общих потерь;

P_j^* — потери в «условных» ярмах;

$P_{c, я}$ — потери в меди яра;

$P_{c, я}$ — потери в стали яра, — в части стержней на высоте H_m ;

$$\xi = \frac{P_m}{P_c} = \frac{\text{потери в меди}}{\text{потери в стали}};$$

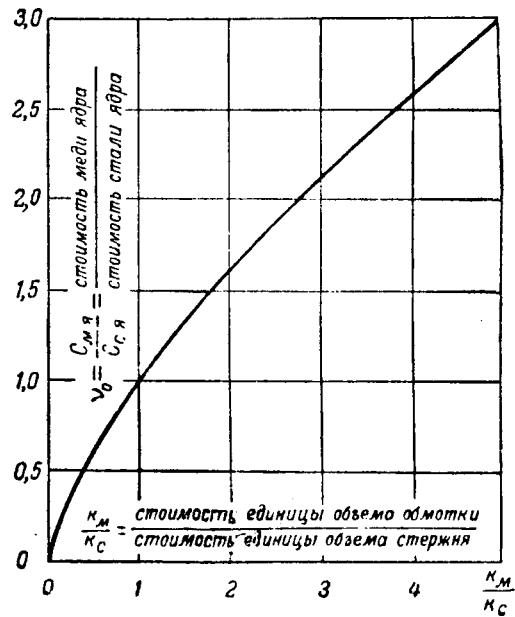


Рис. 2. Условие оптимальной соразмерности ядра трансформатора.

$\frac{x}{y}$ — показатель степени, характеризующий свойства ряда. Для трансформаторов мощностью выше 20 кВА $\frac{x}{y} = 2,75 \dots 2,85$.

С достаточной точностью можно принять $\frac{x}{y} = 3$.

К уравнениям (1), (2), (3) можно добавить следующие очевидные зависимости:

$$\left. \begin{aligned} C_m + C_c &= 1, \\ C_{c, я} + C_j^* &= C_c, \\ P_{c, я} + P_j^* &= \frac{1}{1 + \xi}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Так как сечение витка по всей его длине одинаково, то

$$\frac{P_o}{P_m} = \frac{C_o}{C_m}$$

или

$$P_o = \frac{\xi}{1 + \xi} \cdot \frac{C_o}{C_m}. \quad (5)$$

Индукция в ярме B_j может отличаться от индукции в стержне B

$$\frac{B}{B_j} = \alpha,$$

где α — утолщение яра.

Если принять, что потери в стали пропорциональны квадрату индукции, то

$$\frac{P_j^*}{P_{c, я}} = \frac{C_j^*}{\alpha_*^2 C_{c, я}}, \quad (6)$$

где α_* — условное утолщение яра, соответствующее условному яруму и учитывающее, что в некоторой части условного ярма индукция равна B , а не B_j . Условное утолщение яра определяется из выражения

$$\alpha_* = \sqrt{\frac{\frac{n_{cm}(H - H_m)}{\alpha + \frac{n_j \cdot D}{n_{cm}(H - H_m)}}}{\frac{1}{\alpha} + \frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D}}}. \quad (6a)$$

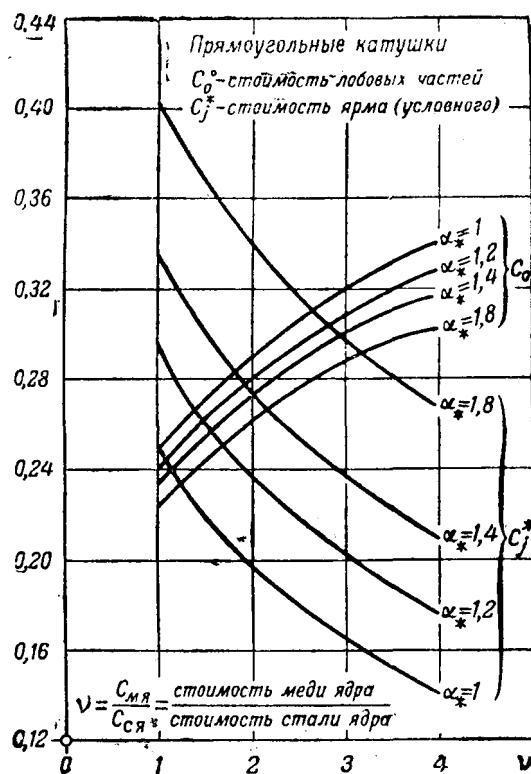


Рис. 3. Элементы стоимости оптимального трансформатора с прямоугольными катушками.

Здесь n_{cm} — число стержней трансформатора;
 n_j — число ярем трансформатора;
 D — длина ярма трансформатора (рис. 1).

Обычно

$$\frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D} = 0,1 \dots 0,2.$$

Тогда на основании (6а) получаем соотношение между реальным и условным утолщением ярма (табл. 1):

Таблица 1

Условное утолщение ярма α_*

Реальное утолщение ярма α	$\frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D}$			
	0	0,1	0,15	0,2
1	1	1	1	1
1,1	1,1	1,09	1,085	1,08
1,2	1,2	1,18	1,17	1,16
1,3	1,3	1,27	1,26	1,25

Табл. 1 показывает, что условное утолщение ярма α_* мало отличается от реального утолщения α и что двукратное изменение величины $\frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D}$ (от 0,1 до 0,2) изменяет условное утолщение ярма α_* лишь на 0,01...0,02 (при $\alpha = 1,3$ $\alpha_* = 1,27 \dots 1,25$).

Это обстоятельство облегчает анализ в тех случаях, когда величина $\frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D}$ неизвестна и дает воз-

можность без заметной ошибки принимать $\frac{n_{cm}(H - H_m)}{n_j \cdot D} = 0,15$.

Совместное решение уравнений (1) — (6) приводит к следующим зависимостям, в равной мере справедливым

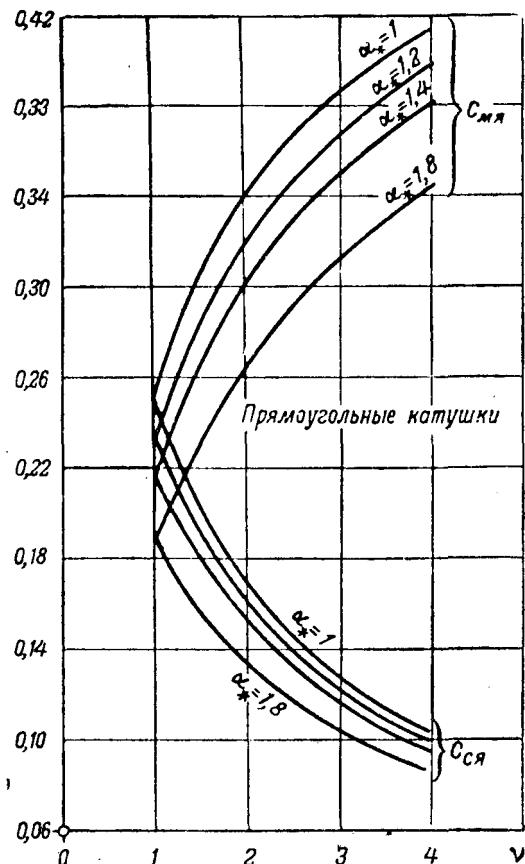


Рис. 4. Элементы стоимости оптимального трансформатора с прямоугольными катушками.

для любого вида трансформатора (стержневых, броневых, одно- и многофазных):

$$\left. \begin{aligned} C_o^2 + \left[v - 1 + \frac{x}{2y} (1 + v) \right] C_o - v C_o C_j^* + \\ + v C_j^* - v = 0, \\ \alpha_*^2 C_o \left(1 - C_j^* \right) + \left[\left(1 + v \right) \left(\frac{x}{2y} - 1 \right) + 2 \alpha_*^2 \right] \times \\ \times C_j^* + (1 + v - \alpha_*^2) (C_j^*)^2 - \alpha_*^2 = 0, \\ C_c = \frac{1 + v - C_j^* - C_o}{1 + v}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Окончательного решения для C_o и C_j^* ввиду его громоздкости мы не приводим.

На рис. 3, 4, 5 и 6 показаны кривые, полученные на основе этого решения, в предположении $\frac{x}{y} = 3$.

Эти кривые дают элементы стоимости оптимального трансформатора при любых значениях α_* и v . Однако, удовлетворить все три условия соразмерности можно не всегда.

Основным препятствием является форма катушек. Как известно, для обеспечения механической прочности обмоток при коротких замыканиях катушки предпочитают делать круглой формы. Тем самым принудительно задается отношение стоимости лобовых частей обмоток C_o к стоимости меди ядра $C_{m,y}$, т. е. соразмерность лобовых частей оказывается предопределенной, причем со значительным отступлением от требований оптимальной соразмерности.

Оптимальный трансформатор с круглыми катушками можно получить, заменив условие соразмерности лобовых частей (1) соотношением

$$\frac{C_o}{C_{m,y}} = \delta. \quad (8)$$

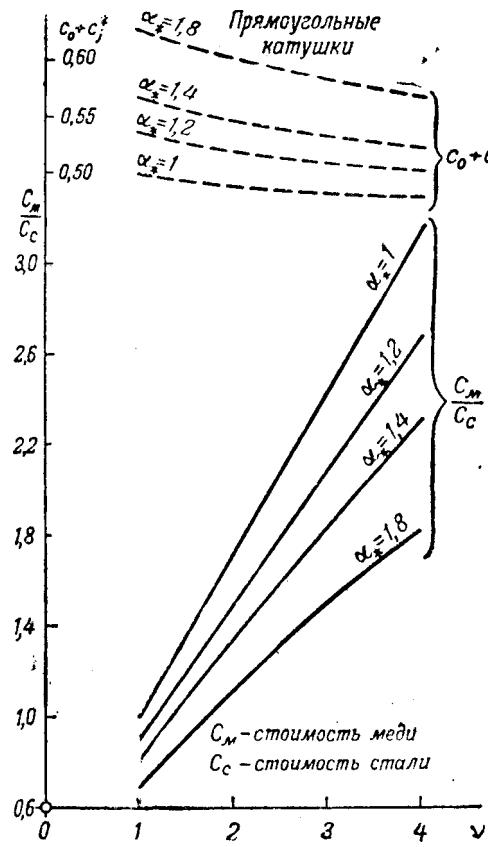


Рис. 5. Элементы стоимости оптимального трансформатора с прямоугольными катушками.

Тогда решение (2) — (8) приводит к следующим уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} & (v + \delta v + 1 - \alpha_*^2) (C_j^*)^2 + \\ & + \left[\left(\frac{x}{2y} - 1 \right) (v + \delta v + 1) + 2 \alpha_*^2 \right] C_j^* - \alpha_*^2 = 0, \\ & \frac{v + \delta v + 1}{\delta v} C_o + C_j^{*2} = 1. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Обычно величина δ лежит в пределах:

$$\delta = 1,8 \dots 2,2.$$

Полагая $\delta = 2$ и $\frac{x}{y} = 3$, на основании (9) определим стоимость всех элементов трансформатора с круглыми катушками. Соответствующие кривые представлены на рис. 7, 8 и 9.

Рис. 3, 4, 7 и 8 дают стоимости элементов трансформаторов, в том числе стоимость условного ярма. Переходим от условных к действительным элементам.

a. Трансформатор с прямоугольными катушками. Из рис. 3 и 4 можно определить: стоимость любых частей C_o , меди ядра $C_{m.y}$, меди $C_m = C_o + C_{m.y}$. Эти величины останутся без изменения и при переходе от условного к реальному ярму. Кроме того, из рис. 3 и 4 имеем: стоимость «условных ярем» C_j^* , стали ядра $C_{c.y}$, всей стали $C_c = C_{c.y} + C_j^*$. Отсюда найдем, стоимость стержней $C_{cm} = C_{c.y} \frac{H}{H_m}$; стоимость реальных ярем $C_j = C_c - C_{cm}$, где H_m — высота обмотки, H — высота окна.

Отношение $\frac{H_m}{H}$ зависит от размеров и напряжения трансформатора и с достаточной точностью может быть взято на основе существующих конструкций.

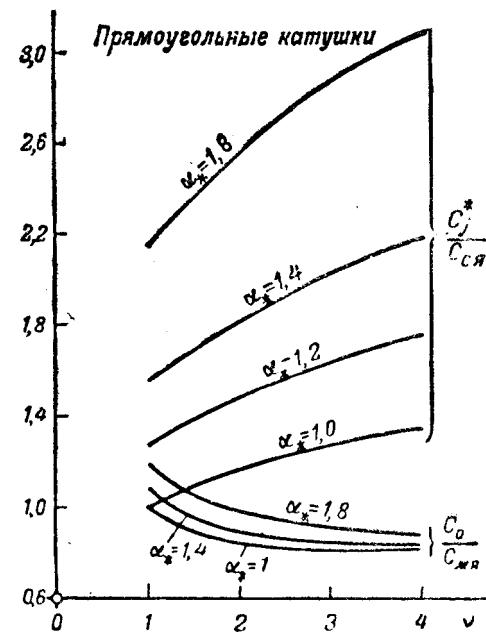


Рис. 6. Элементы стоимости оптимального трансформатора с прямоугольными катушками.

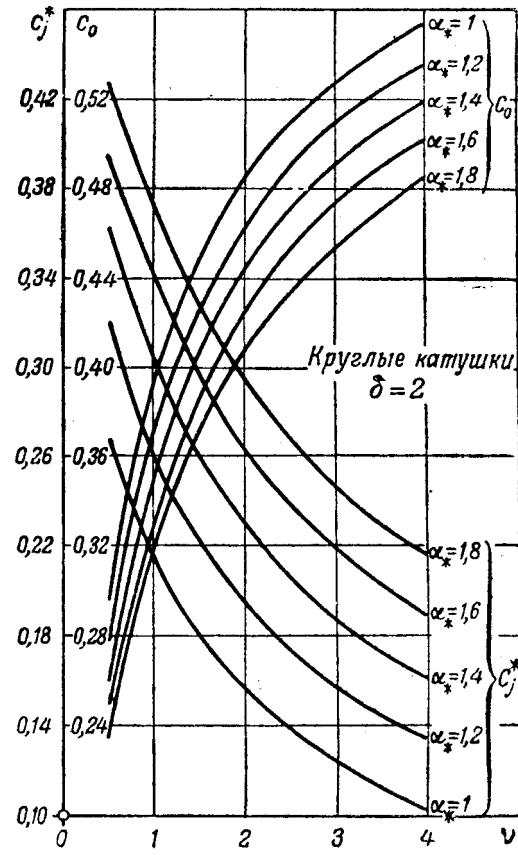


Рис. 7. Элементы стоимости трансформатора с круглыми катушками.

b. Трансформатор с круглыми катушками. Стоимость элементов трансформатора с круглыми катушками можно найти из рис. 7 и 8 и далее перейти к стоимости их стержней и реальных ярем так же, как и в случае *a*. Однако, при анализе трансформатора с круглыми катушками может оказаться, что у него величина $\delta = \frac{C_o}{C_{m.y}}$

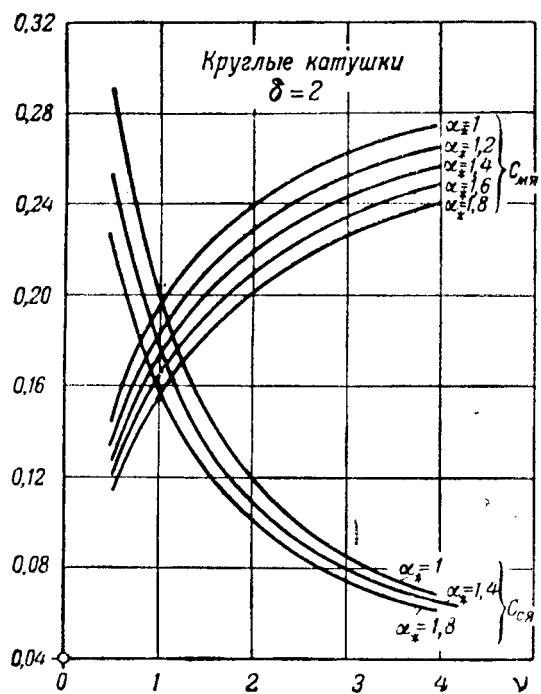


Рис. 8. Элементы стоимости трансформатора с круглыми катушками.

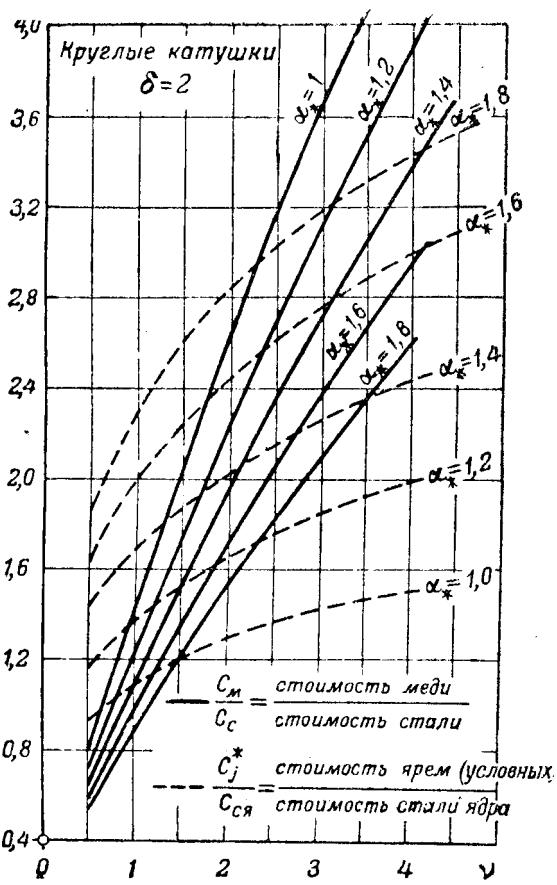


Рис. 9. Элементы стоимости трансформатора с круглыми катушками.

отличается от значения $\delta = 2$, принятого при расчете кривых рис. 7 и 8. Тогда можно уточнить соразмерности найденные из рис. 7 и 8, пересчитав их на действительное значение δ . Это можно сделать следующим образом.

Так как стоимость условных ярем $C_j^* = C_j + C_{cm} \frac{H - H_s}{H}$, а стоимость стали ядра $C_{c.m.} = C_{cm} \frac{H_s}{H}$, то отношение стоимости реальных ярем к стоимости стержней

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = \frac{H_s}{H} \cdot \frac{C_j^*}{C_{c.m.}} - \left(1 - \frac{H_s}{H} \right). \quad (10)$$

Далее имеем:

$$\frac{C_o}{C_{c.m.}} = \delta, \quad \frac{C_{m.y.}}{C_{cm}} \frac{H}{H_s} = \nu$$

и

$$C_{cm} + C_j + C_o + C_{m.y.} = 1.$$

Отсюда стоимость стержней:

$$C_{cm} = \frac{1}{1 + (\delta + 1) \nu \frac{H_s}{H} + \frac{C_j}{C_{cm}}};$$

ярем

$$C_j = C_{cm} \frac{C_j}{C_{cm}}; \quad \left. \right\} (11)$$

меди ядра

$$C_{m.y.} = \nu C_{cm} \frac{H_s}{H};$$

лобовых частей

$$C_o = 1 - (C_j + C_{cm} + C_{m.y.}). \quad \left. \right\}$$

Определив по рис. 7 и 8 величину $\frac{C_j^*}{C_{c.m.}}$, соответствующую выбранным значениям ν и α_* , из (10) находим значение $\frac{C_j}{C_{cm}}$. Зная для данного типа трансформатора величину $\delta = \frac{C_o}{C_{m.y.}}$, находим стоимость всех элементов трансформатора согласно (11).

Уравнения (7) и (9) показывают, что соразмерность оптимального трансформатора (соотношения его отдельных элементов) не зависит от ξ — распределения потерь между медью и сталью (без учета влияния вторичных факторов, как-то: насыщения, условий охлаждения и т. п.). Это совпадает с выводами Н. Ф. Байдака, Н. Bohle и L. Coug [Л. 2, 6 и 7]. Абсолютные же размеры и стоимости трансформатора возрастают при увеличении² ξ .

Сопоставим трансформаторы, построенные на основе обобщенных условий соразмерности и соразмерностей Видмара в их классическом выражении.

В табл. 2 приведены некоторые данные, соответствующие рис. 3 — 9. Мы видим, что обобщение условия соразмерности приводят к соотношениям, значительно отличающимся от условий соразмерности Видмара. Совпадение получается лишь у трансформаторов с прямоугольными катушками без утолщения ярма ($\alpha=1$) при $\nu=1$. В свою

² Изменение стоимости трансформатора C в зависимости от ξ при заданных общих потерях p , выраженных в процентах, определяется следующим образом:

$$C = C' \left(\frac{1}{p} \cdot \frac{1 + \xi}{\xi^{1/2}} \right)^{\frac{x}{y}},$$

где C' — приведенная стоимость трансформатора, которая зависит только от соразмерности трансформатора и це- материалов.

Таблица 2

Сравнение трансформаторов, построенных по обобщенным и частным (Видмар) условиям соразмерности

	По Видмару	По обобщенным условиям соразмерности									
		Прямоугольные катушки					Круглые катушки				
Стоимость меди ядра γ	1,0	1,0		2,0		0,7		1,0		2,0	
Утолщение ярма (условное) α^*	vag	1	1,3	1	1,3	1	1,3	1	1,3	1	1,3
Стоимость лобовых частей обмотки C_0	0,25	0,25	0,239	0,291	0,274	0,344	0,310	0,393	0,361	0,483	0,453
Стоимость условных ярем C_j^*	0,25	0,25	0,315	0,199	0,257	0,244	0,308	0,215	0,279	0,157	0,211
Стоимость меди ядра $C_{m,y}$	0,25	0,25	0,223	0,340	0,312	0,170	0,157	0,196	0,180	0,240	0,224
Стоимость стали ядра $C_{c,y}$	0,25	0,25	0,223	0,170	0,156	0,242	0,225	0,196	0,180	0,120	0,112
Стоимость меди C_m	0,5	0,5	0,462	0,631	0,586	0,514	0,467	0,589	0,541	0,723	0,676
Стоимость стали C_c	0,5	0,5	0,538	0,369	0,414	0,486	0,533	0,411	0,459	0,277	0,324
Стоимость меди $\frac{C_m}{C_c}$	1,0	1,0	0,858	1,71	1,42	1,06	0,876	1,43	1,18	2,61	2,09
Стоимость условных ярем $\frac{C_j^*}{C_{c,y}}$	1,0	1,0	1,41	1,17	1,65	1,01	1,37	1,10	1,55	1,29	1,84

Во-первых $\gamma = \frac{C_{m,y}}{C_{c,y}} = 1$, при соблюдении обобщенных условий соразмерности, может быть выбрано лишь для $\frac{k_m}{k_c} =$

стоимость единицы объема обмотки $= \frac{C_m}{C_{cm}}$ и единицы объема стержня $= 1$. Поэтому условия соразмерности Видмара можно назвать "частными".

При круглых катушках и при $\gamma = 1$ и $\alpha = 1,3$ часто встречающихся в реальных конструкциях, оказывается:

$$\frac{\text{стоимость меди}}{\text{стоимость стали}} = \frac{C_m}{C_c} = 1,18,$$

$$\frac{\text{стоимость ярем}}{\text{стоимость стержней}} = \frac{C_j}{C_{cm}} = 1,3,$$

между тем, условия Видмара требуют $\frac{C_m}{C_c} = \frac{C_j}{C_{cm}} = 1$ и

эти соотношения рекомендуются в большинстве руководств по трансформаторостроению.

Разница между результатами использования общих и частных условий соразмерности возрастает при повышении цены меди. Например, при восьмикратной цене меди по сравнению с ценой стали (что несколько выходит за встречающиеся в настоящее время пределы) может

оказаться $\frac{k_m}{k_c} = 4$. Тогда, согласно рис. 2 должно быть $\gamma = 2,6$.

При $\gamma = 2,6$ и $\alpha = 1$ из рис. 5 и 9 найдем:

$$\text{для прямоугольных катушек } \frac{\text{стоимость меди}}{\text{стоимость стали}} = \frac{C_m}{C_c} = \frac{C_m}{C_{cm}} = 2,15; \text{ для круглых катушек } \frac{C_m}{C_c} = 3,25.$$

Возникает вопрос, почему же условия Видмара не обнаруживают существенных расхождений с данными практики. Ответ легко найти, если определить значения коэффициента $\frac{k_m}{k_c}$, встречающиеся в реальных конструкциях.

Коэффициент заполнения обмотки "по оси" лежит в пределах от $f_{n.m} = 0,75$ для низковольтных до $f_{n.m} = 0,25$ для высоковольтных трансформаторов. В соответствии с этим при соотношении цен меди и стали $\frac{u_m}{u_c} = 3,5 \dots 6$ (в зависимости от сечения провода и марки стали) и при $f_c = 0,85 \dots 0,9$, согласно (13) получается $\frac{k_m}{k_c} = 1,2 \dots 4,5$, при-

чем в большинстве случаев $\frac{k_m}{k_c} = 1,2 \dots 3$. Тогда на основании рис. 2 γ_o должно быть выбрано в пределах $\gamma_o = 1,1 \dots 2,1$. Как мы увидим дальше, целесообразно выбирать $\gamma = (0,8 \dots 0,9) \gamma_o$, поэтому в большинстве случаев оказывается $\gamma = 0,95 \dots 1,9$ (по Видмару $\gamma = 1$). При этих значениях γ и при $\alpha = 1,2$ для трансформаторов с круглыми катушками согласно рис. 9

$$\frac{C_j^*}{C_{c,y}} = 1,35 \dots 1,65.$$

При $\frac{H_m}{H} = 0,85$ на основании (10) соотношение стоимости ярем и стержней

$$\frac{C_j}{C_{cm}} = 1,0 \dots 1,25.$$

Эти цифры близки к условию Видмара о равенстве весов ярем и стержней.

Если учсть, что небольшие отступления от оптимума не влекут за собой значительного ухудшения трансформатора, то станет понятным, что частные условия соразмерности во многих случаях не дают резкого расхождения с оптимальными соотношениями. Таким образом, условия соразмерности Видмара не имеют существенных расхождений с данными практики лишь благодаря случайному соотношению цен меди и стали и случайному значению коэффициента использования высоты стержней $\frac{H_m}{H}$.

Посмотрим, в какой мере обобщенные условия соразмерности соблюдаются в реальных конструкциях трансформаторов. Для выяснения этого сопоставим стоимость элементов трансформаторов, взятых из примерного расчета Трамбецкого [Л. 3] стр. 274, 293 и 300, со стоимостью тех же элементов трансформатора, найденной по рис. 7 и 8.

В качестве исходных были взяты одинаковые соразмерности ядра γ и одинаковые утолщения ярма α вне зависимости от того, насколько они близки к оптимальным. Результаты, сведенные в табл. 3, показывают, что расчет на основе обобщенных условий соразмерности хорошо подтверждается расчетом по методу Трамбецкого, учитывая соразмерности, выработанные практикой.

Трансформаторы из примерного расчета Трамбецкого, повидимому, могут быть удешевлены: трансформаторы № 2 и № 3 — за счет утолщения ярма и, кроме того, трансформатор № 2 — за счет увеличения γ без заметного увеличения расхода меди.

Посмотрим, к чему приводят отступление от обобщенных условий соразмерности. Исследуем этот вопрос с по-

Таблица 3

Сравнение трансформаторов, рассчитанных по методу Трамбицкого и на основе обобщенных условий соразмерности

	Двухобмоточный трансформатор $P = 50 \text{ kVA}, U = 10000/400 \text{ V}$				Двухобмоточный трансформатор $P = 50 \text{ kVA}, U = 500/230 \text{ V}$				Трехобмоточный трансформатор $P = 5000/3000/3000 \text{ kVA}$, $U = \frac{110}{V^3} \quad \frac{33}{V^3} \quad 6,6 \text{ kV}$			
	По Трамбицкому	По рис. 7 и 8 при $a_* = 1,26$ и $\nu = 0,945$	По рис. 7 и 8 с поправкой согласно (10) и (11)	Разница в долях полной стоимости	По Трамбицкому	По рис. 7 и 8 при $a_* = 1,13$ и $\nu = 0,835$	По рис. 7 и 8 с поправкой согласно (10) и (11)	Разница в долях полной стоимости	По Трамбицкому	По рис. 7 и 8 при $a_* = 1,085$ и $\nu = 0,85$	По рис. 7 и 8 с поправкой согласно (10) и (11)	Разница в долях полной стоимости
Стоимость лобовых частей обмотки C_o	0,335	0,356	0,345	+ 1%	0,377	0,351	0,384	+ 0,7%	0,337	0,360	0,331	- 0,6%
Стоимость меди ядра $C_{m, \text{я}}$	0,179	0,179	0,183	+ 0,4%	0,164	0,176	0,167	+ 0,3%	0,183	0,180	0,180	- 0,3%
Стоимость стали ядра $C_{c, \text{я}}$	-	0,191	-	-	0,211	-	-	-	0,212	-	-	-
Стоимость "условных" ярем C_j^*	-	0,274	-	-	0,262	-	-	-	0,248	-	-	-
Стоимость реальных ярем C_j	0,266	-	0,248	- 1,8%	0,243	-	0,229	- 1,4%	0,229	-	0,243	+ 1,4%
Стоимость стержней C_{cm}	0,220	-	0,224	+ 0,4%	0,216	-	0,220	+ 0,4%	0,251	-	0,246	- 0,5%
Стоимость меди $C_m = C_o + C_{m, \text{я}}$	0,514	-	0,528	+ 1,4%	0,541	-	0,551	+ 1%	0,52	-	0,511	- 0,9%
Полная стоимость C	1,00	1,00	1,00	-	1,00	1,00	1,00	-	1,00	1,00	1,00	-
стоимость един. объема обмотки $= \frac{k_m}{k_c}$			2,22				2,82				0,84	
стоимость един. объема стержня												0,85
Соразмерность ядра при расчете ν			0,945				0,835					
Оптимальная соразмерность ядра (по рис. 2) ν_0			1,75				2,0				0,9	
Утолщение ярма a			1,3				1,15				1,1	
$\delta = \frac{C_o}{C_{m, \text{я}}}$			1,87				2,3				1,84	
высота обмотки $= \frac{H_m}{H}$			0,865				0,91				0,86	

мощью "критерия соразмерности" [Л. 5], характеризующего приведенную стоимость трансформатора.

Критерий соразмерности имеет такой вид:

$$C' = \frac{1}{f^3} \left[(\gamma_m \gamma_c)^2 (p_m p_c)^{1,5} (m_{uz} \eta_m \eta_c)^{0,5} \right] \left[\frac{\beta F}{f_n f_c} \right] \times \times \left\{ \frac{\alpha C_m^{1,5} (C_{cm} + \frac{C_j}{a^2})^{1,5} E \left(\frac{k_m}{\nu k_c} + 1 \right)}{C_o C_j C_{m, \text{я}} C_{cm}} \right\}, \quad (12)$$

$$\text{где } \frac{k_m}{k_c} = \frac{m_{uz} f_{n,m} \gamma_m \eta_m}{f_c \gamma_c \eta_c}. \quad (13)$$

Здесь E зависит от типа трансформатора, для трехфазного трансформатора $E = \frac{4}{3} \frac{\nu}{f_b} \frac{k_c}{k_m} + 2$; F зависит от типа трансформатора, для трехфазного трансформатора $F=1$; f_b — коэффициент заполнения окна по ширине; f_n — коэффициент заполнения окна по оси; $f_{n,m}$ — коэффициент заполнения обмотки "по оси"; f_c — коэффициент заполнения сердечника; β — коэффициент учитывающий длину лобовой части обмотки; p_m — удельные потери в меди в W/kg при $\Delta=1 \text{ A/mm}^2$; p_c — удельные потери в стали в W/kg при $B=10000 \text{ Gs}$; γ_m — плотность меди в kg/cm^3 ; γ_c — плотность стали в kg/cm^3 ; m_{uz} — коэффициент, учитывающий вес изоляции; f — частота сети; η_m — цена изолированной меди в руб/kg ; η_c — цена стали в руб/kg . Способ опреде-

ления всех коэффициентов изложен при выводе "критерия соразмерности" [Л. 5].

Изменяя в (12) интересующий нас параметр, определим приведенную стоимость, пропорциональную действительной стоимости трансформатора при заданном к. п. д.

Исследуем результат несоблюдения условий соразмерности, рассмотрев несколько случаев.

1-й случай. Отклонение от условия соразмерности лобовых частей. Этот случай встречается наиболее часто: круглые катушки, применяющиеся в большинстве трансформаторов, предопределяют форму лобовых частей и заставляют отступать от условия их соразмерности. Посмотрим, к чему это приводит. Для этого из рис. 3 и 4 найдем стоимость элементов оптимального трансформатора с прямоугольными катушками, а из рис. 7 и 8 — стоимость элементов трансформатора с круглыми катушками и, подставив их в (12), определим приведенную стоимость. В обоих случаях примем $\frac{k_m}{k_c} = 2$; $\nu = 1$; $f_b = 0,4$; $\alpha = 1,3$. Такой расчет показывает, что трансформатор с круглыми катушками, благодаря отступлению от условия соразмерности лобовых частей (1) получается на 12% дороже трансформатора с прямоугольными катушками, в котором все три условия соразмерности могут быть соблюдены. У трансформаторов, более "богатых" медью ($\nu > 1$), разница возрастает, у трансформаторов с $\nu < 1$ она уменьшается.

В реальных условиях разница оказывается меньшей, так как изготовление круглых катушек дешевле, чем пра-

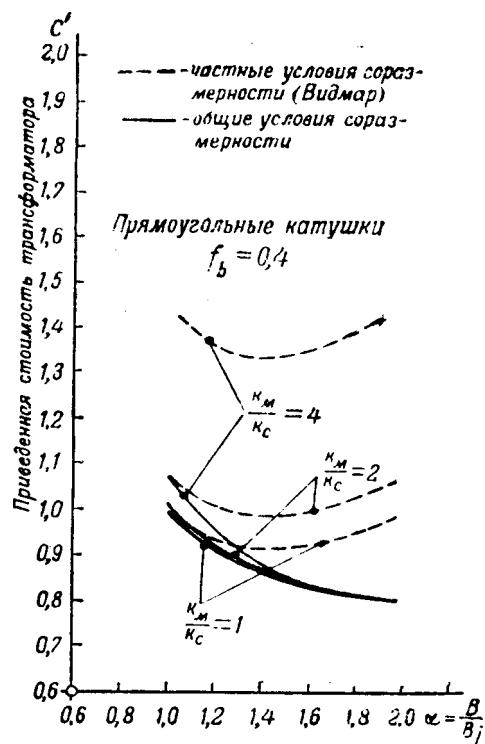


Рис. 10. Влияние утолщения ярма на стоимость однофазного трансформатора с прямоугольными катушками.

югольных. Для получения точного решения в (12) следует подставить различные цены меди (ζ_m) круглых и прямоугольных катушек и различные коэффициенты длин юбовых частей β [Л. 5].

2-й случай. Утолщение ярма. Результат отступления от условия соразмерности ярма легко исследовать с помощью критерия соразмерности, подставляя в него стоимости элементов трансформатора, соответствующие измененной стоимости ярма. Однако, это исследование не представляет интереса, так как за исключением трансформаторов с предельными габаритами ничто не мешает выдержать условие соразмерности ярма. Более интересно определить влияние утолщения ярма при соблюдении всех условий соразмерности. Исследуем этот вопрос, начав с трансформатора, построенного на основе соразмерности Видмара.

Подставляя в (12) значения $C_o = C_j = C_{m,y} = C_{cm} = 0,25$ определим зависимость $C' = f(\alpha)$, изображенную пунктирными кривыми на рис. 10. Минимум приведенной стоимости получается при $\alpha = \sqrt{2}$, что совпадает с выводами Видмара, а кривые приведенной стоимости полностью совпадают

кривыми, которые можно построить на основании формулы

$$\alpha + \frac{1}{\alpha}$$

Видмара $P_c \equiv \frac{1}{2\alpha^{1/2}}$, определяющей потери в стали в

зависимости от утолщения ярма.

Установим оптимальное значение α для трансформатора, построенного на основе обобщенных условий соразмерности. Для этого, определив по рис. 3 и 4 стоимости элементов трансформатора, подставим их в (12) и найдем $C = f(\alpha)$. Эти кривые показаны на рис. 10 сплошными линиями для нескольких значений $\frac{k_m}{k_c}$.

Мы видим, что у трансформатора, построенного на основе общих условий соразмерности, минимум кривых $C = f(\alpha)$ лежит вблизи значения $\alpha = 2$. В действительности, столь значительное утолщение ярма нецелесообразно, так как оно приводит к неравномерному распреде-

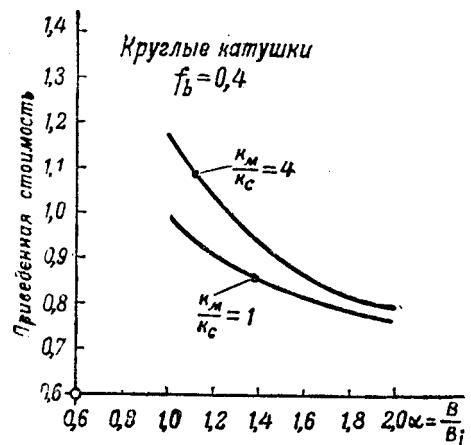


Рис. 11. Влияние утолщения ярма на стоимость трехфазного трансформатора с круглыми катушками.

лению магнитного потока по ярму, почти не снижая потерь, т. е. при этом нарушается уравнение (6). Исследования показали, что утолщение ярма выше $\alpha = 1,3$ нецелесообразно. Но выбирать $\alpha < 1,3$, как это видно из рис. 10 и 11, в большинстве случаев также нецелесообразно.

Рис. 10 иллюстрирует разницу от применения общих и частных условий соразмерности. Многие трансформаторы имеют $\frac{k_m}{k_c} = 2$, и тогда при $\alpha = 1,3$ общие условия

соразмерности обеспечивают снижение стоимости трансформатора ~ на 10%. Эта разница возрастает при увеличении коэффициента заполнения по ширине f_b . В идеальном случае при $f_b = 1$ разница составила бы 20%.

На рис. 1 показано влияние α на приведенную стоимость трансформатора с круглыми катушками.

3-й случай. Отклонение от условия соразмерности ядра. Рис. 2 определяет условие соразмерности ядра ζ_0 , но это условие может быть выдержано не всегда. В самом деле, при выводе уравнений оптимального трансформатора оказалось, что соотношение потерь

$\frac{P_m}{P_c}$ в меди и стали $\xi = \frac{P_m}{P_c}$ не влияет на его геометрию. Это значит, что, установив размеры трансформатора на основе соотношения цен и конструктивных коэффициентов, нагрузки материала B и Δ надлежит выбрать таким образом, чтобы обеспечить, с одной стороны, оптимальное значение ξ , с другой, — наивыгоднейший уровень потерь ζ . Однако, может оказаться, что, осуществляв трансформатор с оптимальными соразмерностями и оптимальным ξ , мы придем либо к недопустимо низким плотностям тока Δ и дорогим конструкциям, либо к непомерным насыщением магнитной цепи, и будем вынуждены отойти от оптимальной соразмерности ядра ζ_0 , выбрав $\zeta < \zeta_0$.

Исследуем этот вопрос для трехфазного стержневого трансформатора с круглыми катушками, полагая индукцию в стали $B = \text{const}$.

Соотношение нагрузок B и Δ при заданном ξ и при заданных свойствах материалов определяется отношением

расходов меди и стали $\frac{C_m}{C_c}$, а последнее зависит преимущественно от соразмерности ядра, т. е. коэффициента $\nu = \frac{C_{m,y}}{C_{c,y}}$, рис. 9.

Если для каждого значения ν по рис. 7 и 8 определить стоимость элементов трансформатора, то при неиз-

³ Как известно, ξ должно быть выбрано в соответствии с графиком нагрузки трансформатора из условия равенства его постоянных и переменных потерь за все время эксплуатации.

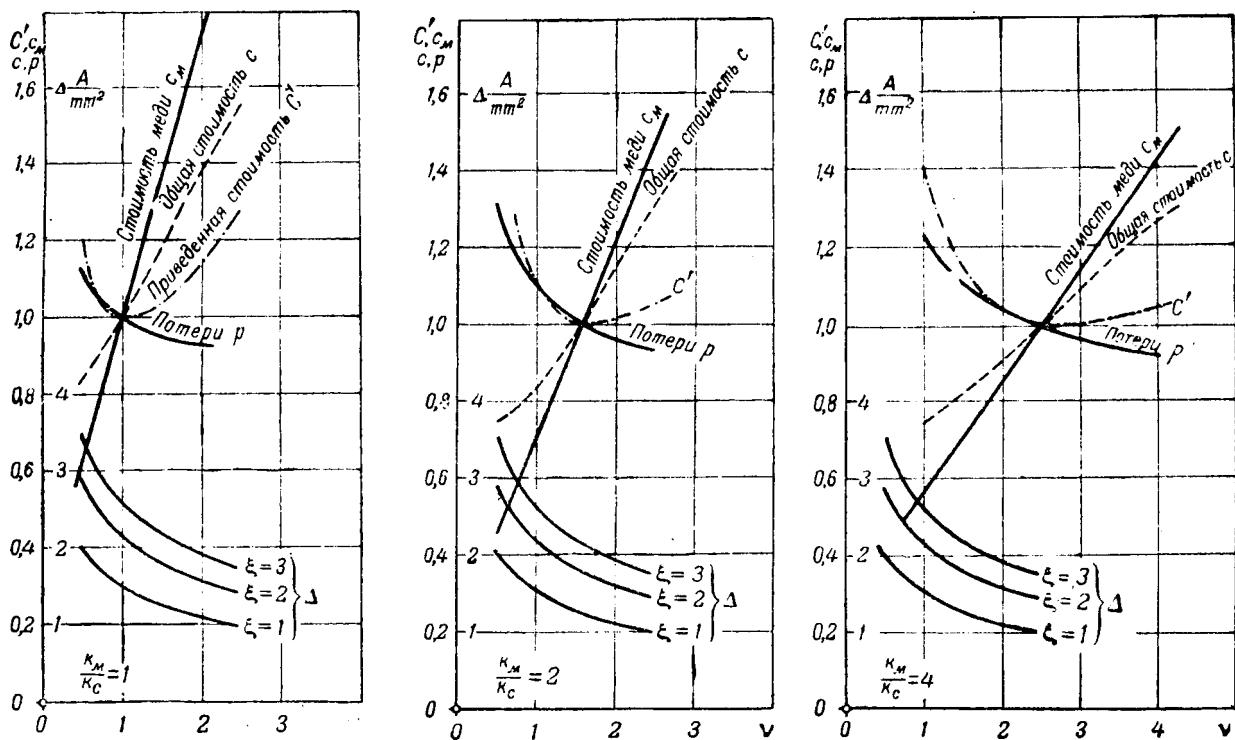


Рис. 12. Влияние соразмерности ядра на свойства трансформатора при неизменном насыщении стали.
 $B = 13000 \text{ Gs}$ и $p_c = 1,3 \text{ W/kg}$.

менной индукции B и при заданных удельных потерях в стали можно найти предельно высокую плотность тока Δ . Соответствующие кривые для стали с удельными потерями $p_c = 1,3 \text{ W/kg}$ и нескольких значений Δ показаны на рис. 12. Зная стоимость элементов трансформатора и пользуясь критерием соразмерности, можно определить основные величины, характеризующие трансформатор.

На рис. 12 в зависимости от v изображены приведенная стоимость C' , относительная стоимость трансформатора c , относительная стоимость меди c_m и относительные потери p , т. е. величины, соответствующие трансформатору мощностью 1 кВА. Но так как у любой модели данного ряда действительная стоимость трансформатора, стоимость его меди и потери пропорциональны их относительным значениям, то кривые рис. 12 характеризуют свойства любой модели трансформатора. Метод построения кривых описан в приложении. Поверочные расчеты трансформаторов подтвердили правильность кривых рис. 12.

Анализ рис. 12 и уравнения (1''), выведенного в приложении, позволяют сделать следующее заключение:

1. Стремление к экономии материалов и в первую очередь к экономии меди приводит к высоким плотностям тока Δ , а это в свою очередь заставляет смещаться влево по кривым рис. 12, отступать от условий соразмерности ядра и выбирать v меньшее, чем v_0 . Именно так спроектирована серия трансформаторов МТЗ.

2. Если в целях сокращения эксплоатационных потерь строить трансформаторы с большим вложением металла и с уменьшенными потерями p , то плотность тока Δ можно снизить. Это предоставляет больший простор в выборе значения v и дает возможность приблизиться к условию оптимальной соразмерности ядра v_0 .

3. Однако, выбирать $v = v_0$, что соответствует минимуму C' , нецелесообразно, так как кривая

C' вблизи минимума протекает полого. Следует выбирать $v = (0,8 \dots 0,9)v_0$ с тем, чтобы при незначительном увеличении C' сократить расход меди и снизить первоначальную стоимость трансформатора.

4. Трансформаторы с меньшим коэффициентом заполнения $f_{\text{н.ж}}$ и, следовательно, с меньшим значением $\frac{k_m}{k_c}$, относительно легче выполнить с оптимальными соразмерностями.

5. Прогресс в уменьшении удельных потерь стали p_c как это видно из (1'') и рис. 12, затрудняет выполнение трансформаторов с оптимальными соразмерностями. Поэтому значительные усилия должны быть направлены на одновременное увеличение предельных индукций.

Рассмотренные случаи охватывают отклонения от условий соразмерности, наиболее часто встречающиеся в реальных конструкциях.

Изложенная методика дает возможность проанализировать реальные конструкции трансформаторов и выяснить, насколько они приближаются к оптимальному варианту. С этой целью следует определить коэффициенты и стоимости элементов реального трансформатора, входящие в формулу критерия соразмерности, способом, изложенным в предыдущей работе [Л. 5]. Затем, выбрав v и α , определить по рис. 3 и 4 или 7 и 8 стоимость элементов оптимального трансформатора. Уточнив их согласно (10) и (11), нужно сопоставить их со стоимостью элементов исследуемого трансформатора и, если потребуется, изменить геометрию трансформатора, приблизив ее к оптимальной. Изменение трансформатора удобнее всего делать следующим путем. Сохра-

ия сечение стержня и сечение ярма, определяемое выбранным значением α , изменить сечение обмотки так, чтобы получить желательное значение v . При этом изменится ширина окна, а вместе с ней длина, а следовательно, и стоимость ярма. После этого можно изменить высоту стержня и сидящей на ней обмотки так, чтобы получить отношение $\frac{C_m + C_{cm}}{C_j}$, соответствующее оптимальным соразмерностям. Далее, выбрав нагрузки B и Δ так, чтобы получить необходимое соотношение потерь $\xi = \frac{P_m}{P_c}$, найти мощность трансформатора P . Если уровень потерь отличается от желательного, следует изменить нагрузки B и Δ , сохранив их отношение.

Если насыщение стали окажется чрезмерным, следует уменьшить значение v . Наоборот, при недостаточной индукции в стали и при $v \ll v_0$ нужно увеличить v и приблизиться к v_0 . Если мощность будет отличаться от желательной, нужно изменить все размеры трансформаторов пропорционально P^v .

Ожидаемое изменение стоимости и влияние на нее основных параметров трансформатора можно предопределить с помощью критерия соразмерности, и не производя поверочного расчета.

При определении соразмерностей трансформатора мы не учли ряда второстепенных факторов, поэтому, естественно, что реальные условия заставят отступить от найденных закономерностей. Сопоставление с реальными конструкциями позволит внести необходимые корректизы.

В заключение отметим, что изложенная методика ни в коей мере не предназначена для замены существующих способов расчета. Действительно, опытный расчетчик вряд ли нуждается в новых методах определения размеров трансформатора, строящегося на базе существующих материалов. Однако, исследования, уясняющие общее направление проектирования при изменившейся технико-экономической конъюнктуре, при появлении новых видов материалов, при изменении стоимости материалов и стоимости электроэнергии безусловно полезны даже опытному проектанту. Решению этой задачи и должна содействовать изложенная методика анализа оптимальной геометрии трансформатора.

Приложение. Задаваясь различными значениями v , определим из рис. 7 и 8 элементы стоимости трансформатора (C_0 , C_j , $C_{m,x}$, C_{cm}) и подставив их в (12), найдем приведенную стоимость трансформатора $C' = f(v)$.

Естественно, что кривая C' будет иметь минимум при $v = v_0$, соответствующем рис. 2, так как в этом случае будет соблюдено условие оптимальной соразмерности ядра. Минимальную приведенную стоимость примем за единицу. Из (8') и (9') предыдущей работы [Л. 5] определим соотношение нагрузок трансформатора

$$\frac{\Delta}{B} = \left(\xi \frac{u_m}{u_c} \cdot \frac{p_c}{p_m} m_{u3} \frac{C_{cm} + \frac{C_j}{\alpha^2}}{C_m} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (1'')$$

Исследование ведется при предельном значении B , так как при меньших индукциях мы свободны в выборе нагрузок. Поэтому в (1'') подставим неизменную индукцию, например, $B = 13\,000$ Гс. Примем: удельные потери в стали

$p_c = 1,3$ В/кг (при $B = 10\,000$); $p_m = 2,4$ В/кг при $\Delta = 1$ А/мм²; $\frac{u_m}{u_c} = 3,5$; $m_{u3} = 1,08$; $\alpha = 1,2$. Подставляя в (1'') элементы стоимости трансформатора, получим $\Delta = f(v)$ (рис. 12).

Определим мощность трансформатора $P = f(v)$.

На основании (7') [Л. 5] произведение активных сечений меди S_m и стали S_c

$$S_m S_c = \left[\frac{C_0 C_j C_{m,x} C_{cm}}{E \left(\frac{k_c}{k_m} + \frac{1}{v} \right)} \right]^{\frac{1}{2}}. \quad (2'')$$

Здесь принято, что коэффициенты заполнения стали f_c и меди по оси f_h постоянны, что справедливо, так как при изменении v меняется, главным образом, ширина окна. Расчет показал, что при этом коэффициент β остается близким к $\beta = 1$ и можно положить $\beta = \text{const}$.

Коэффициент заполнения окна по ширине f_b в реальных условиях, т. е. при $f_b < 1$ весьма сильно зависит от v . Однако, исследование показало, что свойства трансформатора в условиях переменного f_b изменяются так же, как и при неизменном коэффициенте заполнения $f_b = 1$ (идеальный случай).

Поэтому в целях упрощения дальнейшие расчеты сделаны при $f_b = \text{const} = 1$.

Мощность трансформатора $P = A f S_m S_c \Delta B$. (3'')

Подставляя $S_m S_c$ из (2'') и Δ из (1'') при $B = \text{const}$, найдем $P = f(v)$. За единицу примем мощность, соответствующую v_0 .

Выражение (2''), а следовательно и (3''), получено в предположении неизменной стоимости $C = \text{const}$.

Так как ряд подчиняется зависимости $C = c P^x$, то относительная стоимость c , а значит и пропорциональная ей стоимость любой модели трансформатора, найдется с помощью (3'') следующим образом: $c = \frac{C}{P^x} = \frac{1}{P^x}$. (4')

У реальных рядов трансформаторов при $U = 6$ кВ $x = 0,725$; при $U = 35$ кВ $x = 0,7$.

Однако, с достаточным приближением можно положить $x = 0,75$ и из (4') построить кривую $c = f(v)$.

Зная стоимость меди $C_m = C_0 + C_{m,x}$, выражаемую в долях общей стоимости трансформатора, на основе (4') найдем относительную стоимость меди: $c_m = c C_m$. (5')

Потери и стоимость связаны между собой через при-

веденную стоимость $C' = c P^x$, поэтому относительные потери p , выраженные в %: $p = \left(\frac{C'}{c} \right)^x$. (6'')

Приняв $\frac{v}{x} = \frac{1}{3}$, получим зависимость $p = f(v)$.

Литература

1. В. А. Трапезников. О приведенном весе и стоимости в электромашиностроении. Электричество, № 14, 1935.
2. Н. Ф. Байдак. Рациональные методы проектирования электрических машин. Часть I, 1937.
3. А. В. Трамбизкий. Расчет трансформаторов, 1938.
4. В. А. Трапезников. Обобщенные условия соразмерности трансформаторов и электрических машин. Электричество, № 2, 1946.
5. В. А. Трапезников. Критерий соразмерности трансформаторов. Электричество, № 6, стр. 39, 1947.
6. Н. В. Ольде. Beitrag zur Berechnung von Transformatoren. ETZ, H. 9, 1925.
7. La Soig. Beitrag zur Vorausberechnung der günstigsten Dimensionen von elektrischen Transformatoren und Maschinen, 1933.

Профилактические испытания изоляции электрических машин

Доктор техн. наук, проф. А. М. ЗАЛЕССКИЙ

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Некоторые данные аварийной статистики. Статистика аварий с электрическими машинами показывает, что значительная часть этих аварий приходится на обмотки статора и ротора. Для иллюстрации этого положения

приведем некоторые цифры. По опубликованным до войны данным повреждения обмоток статора генераторов составляли в среднем около 30% от общего числа аварий, в том числе 21% приходится на витковые замыкания и замыкания на землю. Повреждения ротора и цепей возбуждения составляли около 58,5%, из них 24,6% — витковые замыкания и замыкания на землю. К сожалению, в нашем распоряжении нет надежных цифр послевоенной статистики. Повидимому, процент аварий с изоляцией обмоток значительных изменений не потерпел. Отметим, что витковые замыкания представляют частое явление в генераторах старой конструкции — с гильзовой изоляцией. В современных генераторах с компаундированной непрерывной изоляцией они наблюдаются редко. Но в эксплоатации все еще находится значительное число старых генераторов, а потому с возможностью витковых замыканий необходимо считаться.

Если мы обратимся к аварийной статистике электродвигателей, мы увидим сходную картину. По данным одного из ленинградских заводов на котором работает около 2 000 двигателей преимущественно малой мощности (короткозамкнутые асинхронные двигатели), пробои изоляции статора составили 50% от всех аварий. На другом заводе, на котором работало около 500 двигателей средней и большой мощности (до 257 kW), пробои изоляции статора и ротора составили более 35% аварий. По данным некоторых московских заводов пробои изоляции обмоток статора и ротора составили 61% от всех аварий (у двигателей постоянного тока даже 83%).

Показывается важность недостаточно разработанного вопроса о профилактических испытаниях изоляции электрических машин (генераторов и двигателей). Рассматриваются различные возможные методы профилактических испытаний машин и отмечаются недостатки некоторых из этих методов. В качестве наиболее пригодного метода рекомендуется испытание выпрямленным высоким напряжением. Обсуждение статьи — см. в отделе дискуссий (стр. 77—80 и в одном из ближайших номеров).

Значение профилактических испытаний. Значение профилактических испытаний для безаварийной эксплоатации давно уже оценено нашими инженерными кругами и руководящими органами Министерства электростанций. Профилактические испытания кабелей, изоляторов и аппаратуры на электрических станциях и в сетях являются нормальной эксплоатационной работой. Однако, в деле профилактических испытаний генераторов и двигателей имеется, несомненно, значительное отставание. Профилактические испытания у нас ведутся почти исключительно при эксплоатации генераторов, да и то в большинстве случаев устарелыми и неэффективными методами. Профилактические же испытания двигателей, даже крупных, применяются редко, а на подавляющем большинстве заводов все не применяются.

Между тем, не приходится спорить о том, что экономическое значение аварий в обмотках электрических машин очень велико. Авария в обмотке генератора выводит его из строя на довольно длительный срок. В лучшем случае вызванные этой аварией расходы ограничиваются только расходами по ремонту. Во многих же случаях такая авария вызывает большой недопуск энергии, а следовательно, соответствующий ущерб народному хозяйству.

Авария двигателя вызывает значительно меньшие потери уже вследствие значительно меньшей обычно мощности двигателя по сравнению с мощностью генератора. Однако, если мы просуммируем все потери, которые возникают в результате всех аварий с двигателями в промышленности, мы получим, несомненно, огромную цифру, наверно превосходящую потери с аварий с генераторами.

Таким образом, следует признать, что народно-хозяйственное значение аварийности электрических машин, в частности, аварийности обмо-

ток машин, весьма велико. Отсюда вытекает необходимость серьезной и систематической борьбы с этой аварийностью. Борьбу эту можно и должно вести путем правильно поставленных профилактических испытаний. Вопрос о выборе и разработке эффективных методов профилактических испытаний является весьма своевременным и важным.

Старые методы профилактических испытаний изоляции электрических машин. До Великой Отечественной войны в нашей практике, насколько нам известно, существовало три узаконенных метода профилактического испытания изоляции электрических машин: 1) испытание сопротивления изоляции; 2) испытание повышенным напряжением промышленной частоты; 3) определение угла диэлектрических потерь.

В инструкции НКЭС «Эксплоатация и ремонт турбогенераторов» (издание 1944 г.) даны такие указания по этим испытаниям.

Измерение сопротивления изоляции должно производиться на объектах, не находящихся под напряжением, при помощи меггера. Напряжение меггера должно быть не ниже 1 000 В при измерении сопротивления изоляции обмотки статора и не ниже 500—1 000 В—при измерениях на обмотках ротора (§ 239, 240).

Испытание повышенным напряжением промышленной частоты должно производиться во время каждого капитального ремонта. Оно должно производиться номинальным линейным напряжением для каждой фазы относительно корпуса генератора и двух других заземленных фаз в течение 1 мин. (§ 290).

Если при капитальном ремонте производилась частичная перемотка, то производится испытание всей обмотки в целом в течение 1 мин. напряжением, равным для статора 1,3 номинального линейного напряжения и для ротора—пятикратным номинальным напряжением возбуждения (§ 292).

Измерение угла диэлектрических потерь изоляции обмотки статора рекомендуется как профилактическое (§ 318), однако величина угла потерь, при котором состояние изоляции должно быть признано угрожающим, не устанавливается.

Испытание меггером может обнаружить только очень грубые дефекты изоляции. Ожидать от этого метода сколько-нибудь значительной пользы не приходится. Даже при наличии в изоляции заведомо существующего пробоя меггер нередко показывает весьма высокое сопротивление изоляции. Вот один случай [Л. 1]. Генератор с катушечной обмоткой на 6,6 кВ, 18 750 кВА пробился при испытании, когда напряжение на обмотке было доведено до 1,5 кВ. Он был испытан после этого меггером, который показал сопротивление изоляции на корпус, равное 150 М Ω . При тщательном осмотре обмотки было обнаружено, что отломившийся кусочек листовой стали статора врезался в обмотку. Генератор не пробился в эксплуатации, вероятно, потому что эта катушка была расположена близко к заземленнойней-

трали и, следовательно, имела малое напряжение на корпус.

Мы не будем более останавливаться на испытании меггером и полагаем, что его следует рассматривать не как профилактическое испытание, а лишь как контрольное испытание перед включением машины в работу, имеющее целью проверить отсутствие какого-либо случайного замыкания на землю.

Применение в качестве профилактического испытания метода систематических измерений угла потерь не оправдало возлагавшихся на него надежд. Практика применения этого метода показала, что он не дает ясных указаний на наличие в изоляции обмотки повреждений, способных вскоре повлечь за собой аварию машины. Слишком много переменных и трудно учитываемых факторов влияет на величину угла потерь в обмотке машины, вследствие чего она может колебаться в широких пределах. Поэтому ход кривой зависимости потерь от времени мало показателен. Легко убедиться в этом, посмотрев на приводимые в статье Б. П. Бурянова [Л. 2] кривые. Ход их для различных машин весьма различен и установить в них надежную закономерность трудно. Непоказательна и абсолютная величина угла потерь. Сослехмся на очень характерное заявление главного инженера завода «Электросила» Е. Г. Комара [Л. 3]: «Практика показывает, что турбогенераторы, имеющие высокое значение диэлектрических потерь в обмотке статора, работают в течение многих лет безаварийно, в то же время аварийные турбогенераторы были в большинстве случаев с точки зрения величины диэлектрических потерь совершенно благополучными».

Имеются указания [Л. 2] на то, что угол потерь изоляции генераторов уменьшается и достигает минимума после 100—120 тыс. час. эксплуатации, вслед за чем он начинает быстро расти, что свидетельствует о сильном старении изоляции и необходимости ее смены. Мы полагаем, однако, что 120 тыс. час. представляют такой срок, после которого и без измерения угла потерь можно предсказать, что старение изоляции зашло достаточно далеко и что изоляцию следует сменить. Мы думаем также, что другие методы профилактического испытания изоляции могут указать на необходимость ее смены после этого срока с неменьшим успехом, чем измерение угла потерь.

Главное соображение, которое мы выдвигаем против измерения угла потерь, как действенного метода профилактического испытания изоляции обмоток генераторов, заключается в следующем. В большинстве случаев повреждение изоляции, приводящее к аварии, является механическим повреждением, вызывающим местное ослабление изоляции, или же электрическим повреждением, также вызывающим местное ослабление изоляции (например, повреждение вследствие ионизации). Общее старение изоляции, в конце концов, также приводит к аварии через посредство механического повреждения (трещины в изоляции).

Измерение угла потерь не отмечает, как известно, таких местных дефектов изоляции, так как при переменном токе местное возрастание активного тока маскируется большой величиной общего активного тока. В этом и заключается основная причина неэффективности измерения угла потерь в качестве метода профилактического испытания изоляции обмоток. Иное положение создается при испытании этим методом проходных изоляторов. Малая протяженность объекта делает влияние дефектного места несравненно более заметным, чем в случае обмотки машины.

Сказанное выше не значит, что измерение потерь в обмотке машины вообще никогда не следует применять. Оно может оказаться полезным, например, для обнаружения большой влажности изоляции, а также при сушке машин, но последнее испытание не является профилактическим, а потому выходит из рамок нашего рассмотрения.

Перейдем к рассмотрению испытания повышенным переменным напряжением.

Против этого испытания обычно приводятся два возражения: 1) при испытании повышенным напряжением изоляция может быть ослаблена и 2) при испытании может произойти пробой изоляции в таком месте, которое могло бы выдержать нормальную эксплоатацию до следующего испытания.

Первое возражение следует признать правильным, и даже защитники этого метода едва ли будут это отрицать. Спорить можно только о количественной стороне вопроса: значительно или незначительно будет ослаблена изоляция обмотки таким испытанием. Очевидно, что это зависит от величины испытательного напряжения.

Как указано выше, инструкция НКЭС рекомендует после частичной перемотки производить испытание всей обмотки в целом напряжением, равным для статора 1,3 номинального линейного напряжения.

Так как при полной перемотке (при производстве ремонта на станции) испытательное напряжение принимается равным от $1,7U_n + 0,85 \text{ kV}$ до $1,7U_n + 2,55 \text{ kV}$, то очевидно, что инструкция считает напряжение $1,3U_n$ вполне безопасным для обмотки статора. Б. Н. Канонкин [Л. 4] рекомендует при профилактическом испытании в холодном состоянии применять напряжение $1,65U_n$, а в нагретом состоянии $1,5U_n$. За границей применяются испытательные напряжения в пределах примерно $(1,1 \div 1,5)U_n$. По отношению к рабочему напряжению это дает кратность $(1,9 \div 2,86)U_0$, где U_0 — номинальное фазное напряжение, т. е. то рабочее напряжение относительно земли, под действием которого изоляция нормально находится в эксплоатации.

Итак, мы стоим перед вопросом: может ли испытательное напряжение порядка $2,5U_0$ быть опасным для изоляции обмотки? В случае неповрежденной изоляции такое напряжение, даже при значительном старении ее, едва ли

представляет непосредственную опасность при одноминутном испытании. При отсутствии в изоляции ослабленных мест такое напряжение не вызовет пробоя. Однако, есть все основания считывать на то, что при таком напряжении имеющиеся в обмотке газовые включения уже будут ионизированы. Ионизацию же газовых включений нельзя признать безвредной для изоляции обмотки. Она оставляет в изоляции следы, которые при последующих испытаниях накапливаются и которые развиваются при всяком рода перенапряжениях в эксплоатации, приводя в конце концов к появлению в изоляции более или менее значительно ослабленных мест. Конечно, этот процесс — длительный, однако он, несомненно, имеет место, а потому испытание повышенным переменным напряжением нельзя признать совершенно безвредным для изоляции.

Что касается второго возражения, то риск пробоя при испытании дефектного места, которое при нормальной эксплоатации могло бы выдержать до следующего испытания, всегда имеется. Но такой риск имеется и при испытании повышенным напряжением целиком перемотанных машин, однако этот риск невелик и на него идут совершенно законно.

Вывод, который можно сделать на основании вышеприведенных соображений относительно испытания повышенным переменным напряжением, мы можем сформулировать так: это испытание дает возможность выявить дефектные места в изоляции обмотки машины с достаточной надежностью, но ослабляет изоляцию обмотки. Вторым, и притом существенным, недостатком этого метода является то, что в случае машин большой мощности и наиболее высоких напряжений он требует тяжелого оборудования (сравнительно мощный испытательный трансформатор).

Новые методы профилактических испытаний. За последнее время был предложен целый ряд новых методов профилактического испытания обмоток машин, из которых мы отметим следующие: 1) испытание повышенным выпрямленным напряжением; 2) испытание генератором импульсов; 3) испытание индикатором частичных разрядов; 4) абсорбционное испытание.

1. Испытание повышенным выпрямленным напряжением применяется в США с 1931 г. [Л. 1]. Существо его заключается в том, что напряжение от выпрямительной установки подается на испытуемую обмотку через микроамперметр. Напряжение постепенно повышается до испытательного и выдерживается 10 min., причем каждую минуту записываются показания микроамперметра. Если при повышении напряжения замечается чрезмерный ток утечки или пробой, напряжение немедленно снижается и снова медленно повышается, чтобы определить напряжение, при котором ток утечки начинает сильно расти. Вследствие явления абсорбции ток в обмотке устанавливается не сразу, почему и рекомендуется выдержка в 10 min. Кроме того, ток сильно зависит от температуры обмотки.

Оба эти явления иллюстрируются рис. 1. При испытании необходимо следить за тем, чтобы температура генератора была выше температуры окружающего воздуха, в противном случае результаты испытания могут быть искажены влиянием влажности воздуха. На ток утечки оказывает влияние также срок службы обмотки. С течением времени обмотка высыхает и ток утечки понижается. Разумеется, это указание не относится к машинам, находящимся в работе непостоянно (например, двигателям), если во время остановок они находятся во влажной атмосфере и могут отсыреть.

Во всяком случае, если изоляция обмотки не повреждена, имеет силу закон зависимости тока от времени, показанный на рис. 1. Если же в обмотке имеется дефектное место, ток через амперметр начинает с течением времени возрастать. Возрастание тока через амперметр, не пропорциональное повышению напряжения, или рост тока во время 10-минутной выдержки напряжения указывает на наличие аварии. Замечательным отличием испытания повышенным выпрямленным напряжением от испытания по углу потерь заключается в том, что первое очень хорошо реагирует на местные дефекты изоляции, в то же время как второе их не отмечает.

Общее ослабление изоляции (например, вследствие отсырения) оба метода отметят одинаково. Чувствительность метода испытания постоянным напряжением к местным дефектам объясняется тем, что при постоянном напряжении нагрев диэлектрика током утечки ничтожен, так как ничтожен и самый ток утечки («сквозной ток» диэлектрика). Рост тока в дефектном месте вызывает его нагревание, а последнее в свою очередь вызывает дальнейший рост тока по экспонциальному закону. Ток через дефектное место может возрасти во много раз уже при небольшом повышении температуры его. Накладываясь на ток утечки здоровой части обмотки, он может заметно повысить суммарный ток. Разница по сравнению с испытанием при переменном напряжении заключается в том, что в последнем случае активный ток через изоляцию во много раз больше, чем сквозной ток, возникающий при действии постоянного напряжения. Поэтому даже сильное возрастание активного тока через дефектное место на фоне большого активного тока будет мало заметно.

Каково же должно быть испытательное напряжение при испытании выпрямленным током? Американцы начали с напряжения 3 кВ, а затем перешли к 8 кВ. В 1940 г. была построена установка на 14 кВ, так как опыт показал, что повышение испытательного напряжения позволяет выявить большее количество дефектов, не являясь в то же время опасным для изоляции обмоток. Заметим, что испытанию при этих напряжениях подвергались генераторы на 2,3, 6,6, 11 и 13,2 кВ. Таким образом, кратность испытательного напряжения была невелика.

Мы полагаем, что этой невысокой кратностью и объясняется сравнительно невысокая

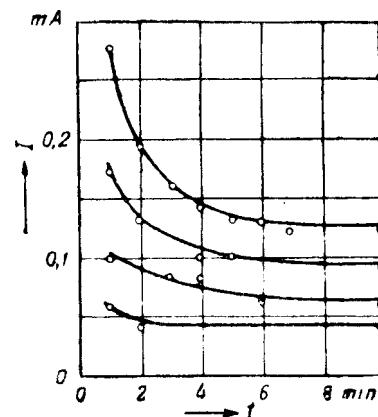


Рис. 1. Зависимость тока от времени (при 10-минутной выдержке) при испытании изоляции машины выпрямленным напряжением. Кривые относятся к различным величинам приложенного напряжения.

эффективность американских испытаний. Она характеризуется следующими цифрами [Л. 1]: в год испытывалось около 90 генераторов суммарной мощностью свыше 1 000 000 кВА. При испытаниях было выявлено 1,33 % дефектных генераторов (считая по мощности), тогда как в эксплуатации было повреждено 3,74 % генераторов.

Следует думать, что повышение кратности испытательного напряжения должно привести к выявлению значительно большего процента дефектных машин. В самом деле, профилактические испытания выпрямленным напряжением давно уже завоевали себе прочное и неоспоримое признание в практике кабельных сетей. По данным наших крупнейших кабельных сетей это испытание вскрывает до 80 % дефектных мест, в то время как вышеуказанные американские испытания генераторов вскрыли только 26 % дефектов. Это становится понятным, если мы вспомним, что испытание кабелей производится более чем 3,5-кратным рабочим напряжением (обычно 5-кратным).

Возникает, однако, вопрос: можно ли практику кабельных испытаний безоговорочно переносить на испытание машин? Попробуем поэтому оценить, какова должна быть величина испытательного выпрямленного напряжения для электрических машин.

При установлении величины испытательного выпрямленного напряжения необходимо всегда иметь в виду одно существенное различие между воздействием на изоляцию машины постоянного и переменного напряжения.

При воздействии переменного напряжения на слоистый твердый диэлектрик, каким является изоляция машины, в нем возникают диэлектрические потери, которые оказывают существенное влияние на процесс пробоя, особенно, если причиной потерь является ионизация газовых включений. Главным образом, вследствие наличия потерь изоляция машин обнаруживает большую зависимость пробивного напряжения от времени.

При воздействии постоянного напряжения на твердый диэлектрик диэлектрические

потери в нем отсутствуют, и пробивное напряжение диэлектрика значительно возрастает. Это возрастание для кабельной изоляции обычно оценивается коэффициентом порядка 3,5—5 по отношению к эффективному переменному напряжению.

Нельзя не отметить далее, что при испытании выпрямленным напряжением практически полностью отсутствует опасность повреждения диэлектрика вследствие ионизации газовых включений: при воздействии постоянного напряжения по краям газовых включений очень быстро (за доли секунды) возникают объемные заряды, создающие обратное поле и погашающие начавшуюся ионизацию.

Возвращаясь к величине испытательного напряжения, мы должны отметить, что применение коэффициента 3,5 или более по отношению к машинной изоляции было бы неосторожно и мы не можем обосновать его, так как данные об электрической прочности машинной изоляции при воздействии постоянного напряжения очень скучны. Некоторые испытания междувитковой изоляции, производившиеся нами, показывают, что этот коэффициент во всяком случае больше 2. Если исходить из этого коэффициента и принять за безусловно безопасное испытательное напряжение $U_i = U_n$ при переменном напряжении, то при выпрямленном напряжении мы получим: $U_i = 2U_n = 2\sqrt{3}U_0 \approx 3,5U_0$.

Если исходить из испытательного напряжения $U_i = 1,3U_n$ при переменном напряжении и за испытательное напряжение при выпрямленном напряжении принять величину, равную амплитуде испытательного переменного напряжения (т. е. принять равную электрическую прочность в обоих случаях), то при выпрямленном напряжении мы получим:

$$U_i = 1,3U_n\sqrt{2} = 1,84U_n = 1,84\sqrt{3}U_0 \approx 3,2U_0.$$

Таким образом, оба сделанные нами предположения приводят к близкой величине безопасного испытательного напряжения при испытании выпрямленным напряжением. Если принять за основу выражение $U_i = 3,2U_0$, мы получим следующую сводку испытательных напряжений для стандартных генераторных напряжений:

Номинальное напряжение, кВ	Испытательное напряжение, кВ
3,15	6
6,3	12
10,5	20
15,75	30

Укажем, что мы имели случай испытать выпрямленным напряжением 20 кВ в течение 10 ч. генератор на 6,3 кВ с гильзовой изоляцией, проработавший 12 лет (70 000—80 000 час.). Это испытание он выдержал успешно, причем ток в отдельных фазах в конце испытания достигал 15—18 μ A, а в начале был на 25—30% выше. Вскрытие обмотки показало, что она сильно высохла. После перемотки и испытания двойным номинальным напряжением перемен-

ного тока была пробита одна гильза, вероятно поврежденная при извлечении старой обмотки из пазов машины.

Таким образом, даже генератор с сильно постаревшей изоляцией легко выдержал испытание напряжением, в 2,5 раза более высоким, чем применявшееся для генераторов такого напряжения в США. Это убеждает нас в том, что предложенные нами испытательные напряжения будут безвредны для изоляции машин, и в тоже время дадут возможность выявлять большой процент дефектов обмоток.

Для роторов инструкция НКЭС предписывает после частичной перемотки испытание 5-кратным номинальным напряжением возбуждения. Принимая равную амплитуду напряжения, получим при постоянном токе испытательное напряжение, равное ~ 7 -кратному номинальному напряжению возбуждения. Мы полагаем, что такую кратность испытательного напряжения можно рекомендовать и для прочих машин низкого напряжения.

2. Испытание генератором импульсов. Фаустом и Рохетсом [Л. 5] разработан портативный генератор импульсов, который подает импульсы через синхронный переключатель на две фазы машины попеременно то в одном, то в другом направлении. Напряжение на нейтрали через третью фазу подается на катодный осциллограф (рис. 2). Если обмотка совершенно симметрична, волна у нейтрали и в осциллографе будет одна и та же для каждого направления движения импульса, так что на экране появится одна стоячая волна. Если симметрия нарушена короткозамкнутым витком или катушкой в фазах 1 или 2, заземлением или неправильным соединением, напряжение на нейтрали при разных направлениях движения волны будет различно, а потому на экране осциллографа появятся две наложенных волн. По виду их можно судить о характере дефекта. На рис. 3 приведены типичные осциллограммы.

Авторы указывают, что для надежности действия прибора испытательное напряжение должно быть значительно и приводят схему прибора, дающего напряжение 10 кВ. Применение его особенно рекомендуется для испытания трехфазных машин низкого напряжения.

Этот метод представляется очень заманчивым, так как применяется сравнительно компактный прибор, включаемый прямо в сеть низкого напряжения и потребляющий очень небольшую мощность. Однако, без специальных исследований трудно определить, какие испытательные напряжения должны применяться и какова эффективность прибора.

Изготовить такой прибор и поставить испытания с ним было бы весьма желательно. Особенно ценно в этом приборе то, что он дает возможность производить не только испытание изоляции на корпус, но и испытание междувитковой изоляции. Между тем, для профилактического испытания междувитковой изоляции в настоящее время нет другого метода. Испытание повышенным на 30% напряжением ничего не

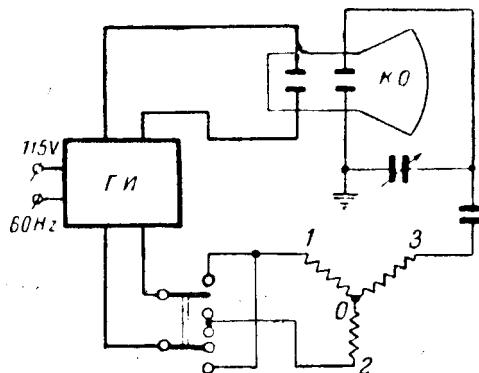


Рис. 2. Схема для испытания изоляции машины генератором импульсов.

ГИ—генератор импульсов; КО—катодный осциллограф; 01, 02, 03—фазы обмотки испытываемой машины.

дает, является архаизмом и давно должно быть исключено из норм. В самом деле, оно повышает рабочее напряжение между витками на 30%, в то же время как любое коммутационное перенапряжение, не говоря о грозовых, вызывает между витками напряжения, которые превосходят рабочее в десятки и сотни раз.

3. Испытание индикатором частичных разрядов. Г. И. Лысаковский и М. Г. Соловьев [Л. 6] применили для испытания двигателей высокого напряжения индикатор частичных разрядов. Этот индикатор может дать указание на наличие дефекта в изоляции обмотки, если этот дефект связан с появлением частичных разрядов, например, в газовых включениях; но он не отметит дефекта (например, наружной трещины в изоляции), если в ней не возникают частичные разряды. Так как его применение связано с необходимостью подавать в обмотку сравнительно высокое напряжение (порядка нескольких киловольт), то для машин низкого напряжения применить его нельзя.

Кроме того, индикатор частичных разрядов представляет собой довольно капризный и при этом недостаточно еще изученный прибор. Поэтому мы полагаем, что применение его возможно только как вспомогательное мероприятие.

4. Абсорбционное испытание. В последнее время развивается использование абсорбционных испытаний для контроля процесса сушки генераторов. Авторы этого метода рекомендуют применять его и для профилактического испытания генераторов.

Соглашаясь с тем, что абсорбционный метод может быть полезен для контроля сушки, мы не думаем, чтобы его можно было рекомендовать для профилактического испытания машин. Он может дать указание только на наличие влажности в машине, да и то только путем сравнительных испытаний, разделенных достаточно большим промежутком времени. Между тем, для генераторов — это случай редкий. Гораздо чаще встречаются механические повреждения изоляции, ее тепловое старение или поврежде-

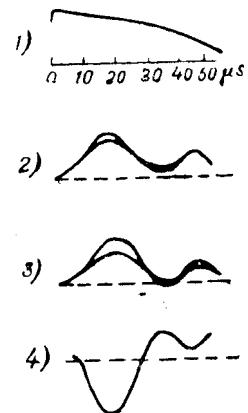


Рис. 3. Типичные осциллограммы при испытании изоляции машины генератором импульсов.

1—падающая волна; 2—один виток коротко замкнут; 3—одна катушка коротко замкнута; 4—земля в обмотке.

ния вследствие ионизации газовых включений. Но этих-то наиболее частых дефектов абсорбционный метод вскрыть не может, так как он применяется при малом напряжении. Если же применить достаточно большое напряжение, то этот метод, в сущности говоря, превратится в уже рассмотренный нами метод испытания повышенным выпрямленным напряжением.

Выводы. Сравнение описанных выше методов профилактического испытания изоляции электрических машин дает возможность сделать следующие выводы:

1. Для испытания изоляции машин на корпус следует рекомендовать применение высокого постоянного напряжения. Величина минимального испытательного напряжения может быть определена для машин высокого напряжения формулой $U_i = 1,84 U_n$, а для машин низкого напряжения формулой $U_i = 7 U_n$.

2. Желательно поставить в ряде систем профилактическое испытание повышенным постоянным напряжением для накопления опыта и установления на основании этого опыта более обоснованных величин испытательного напряжения.

3. Для правильной постановки профилактического испытания междупроводной изоляции желательно построить и произвести исследование прибора для импульсного испытания с дальнейшим внедрением его в эксплуатацию.

Литература

1. E. R. Davis, M. F. Lifschitz. Progress Report of D. C. Testing of Generators in the Field. El. Eng., Trans., № 1, стр. 14, 1942.
2. Б. П. Бурьянин. Контроль за старением изоляции генераторов. Эл. станции, № 4—5, стр. 9, 1945.
3. Е. Г. Комар. Эксплуатация турбогенераторов. Госэнергоиздат, 1943.
4. Б. Н. Каноникин. Профилактические испытания изоляции статорных обмоток работающих генераторов. Электричество, № 15, стр. 37, 1937.
5. C. M. Foust, N. Rohats. Insulation Testing of Electric Windings. AIEE Transactions, стр. 203, 1943.
6. Г. И. Лысаковский и М. Г. Соловьев. Применение индикатора частичных разрядов для испытания изоляции высоковольтных машин. Эл. станции, № 6, стр. 11, 1945.



Об оценке надежности грозозащиты подстанций высокого напряжения

Кандидат техн. наук М. В. КОСТЕНКО, инж. В. М. НАШАТЫРЬ
и инж. О. В. ЩЕРБАЧЕВ

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Атмосферные перенапряжения и грозозащиту высоковольтных установок можно отнести к наиболее сложным вопросам техники высоких напряжений. Это объясняется в основном двумя обстоятельствами: 1) статистическим характером как самого явления молний, так и последующих возмущений в электрической системе, зависящих от большого числа случайных факторов; 2) чрезвычайной сложностью переходных процессов, возникающих на проводах линий и подстанций при грозовом разряде в установку.

Зарегистрированы удары молний столь большой силы, что ни одна из существующих, или возможных в ближайшем будущем, электрических установок не в состоянии выдержать возникающих при этом перенапряжений. Поэтому токоведущие элементы установок, особенно высших классов напряжения и большой протяженности, стремятся защитить от попадания в них прямых ударов молний, например путем подвески защитных тросов.

Многочисленные наблюдения показали, что направление развития канала молний зависит от ряда случайных причин: на линиях 180—280 кВ [Л. 1] с защитными углами тросов 10—30° были зафиксированы прорывы молний на провод через тросовую защиту. Очевидно, что даже наиболее совершенная грозозащита линий и подстанций не может обеспечить сто процентную надежность. Можно говорить лишь о большей или меньшей надежности или соответственно о меньшем или большем вероятном числе отключений установки.

Вообще говоря, для исчерпывающего обоснования выбранной схемы грозозащиты следовало бы оценить стоимость капитальных затрат и годовых эксплуатационных расходов на осуществление некоторых дополнительных грозозащитных мероприятий и математическое ожидание уменьшения убытков от грозовых аварий при осуществлении этих мероприятий. Сопоставление полученных результатов дало бы возможность

Рассмотрены принципы оценки надежности и методика выбора оптимальных схем грозозащиты подстанции на основании определения вероятного числа ее грозовых отключений. Описывается использование цепной модели для нахождения «кривой опасных волн», характеризующей грозоупорность собственно подстанции. Даются обоснования для выбора длины защищенного подхода с учетом деформации волн вследствие импульсной короны.

оценить срок окупаемости и целесообразность дополнительных затрат.

Однако, для такого обоснования в настоящем еще нет исчерпывающих данных, в частности наибольшие затруднения

представляет оценка стоимости одной аварии.

Для линий электропередачи и подстанций особенно при оценке эффективности различных специальных схем их грозозащиты, постепенно зарождается всеобщее признание критерий вероятного числа грозовых отключений.

Схему грозозащиты подстанции можно условно разделить на две части: а) «подстанция» — защищенный от прямых ударов молний комплекс из высоковольтных аппаратов, разрядников и искровых промежутков, соединенных между собой проводами с распределенными постоянными; б) «подход» — защищенные от прямых ударов молний провода участка линии, непосредственно примыкающего к подстанции. Подстанция обычно столь надежно защищается от прямых ударов молний, что перекрытий изоляции от таких ударов можно не учитывать, как явление весьма редких. Однако, прямые удары молний в трос или в опору на подходе, при недостаточно малых сопротивлениях заземления опор, могут вызвать перекрытие линейной изоляции и появление опасных для подстанции перенапряжений. При прорыве молний через тросовую защиту подхода на проводах линии также могут образоваться значительные перенапряжения. Таким образом, при оценке вероятного числа грозовых отключений подстанции приходится учитывать удары молний с различной амплитудой и крутизной тока как на незащищенным участке линии, так и в пределах подхода.

При выборе оптимальной схемы необходимо совместно рассмотреть вопросы грозозащиты подстанции и подхода, причем желательно так выбрать грозозащитные мероприятия, чтобы снизить вероятное число отключений до минимальной величины, допустимой по технико-экономическим соображениям.

Задача разбивается на три части.

1. Выбор оптимального расположения и характеристик грозозащитной аппаратуры на подстанции. Для этого определяются амплитуды и крутизны волн, которые могут вызвать опасные перенапряжения на изоляции подстанционной аппаратуры, учитывая возможность прихода на подстанцию волн с разнообразными амплитудами и крутизнами в пределах практически возможного диапазона.

2. Выбор длины защищенного подхода и вольтсекундных характеристик трубчатых разрядников в начале подхода на основании определения вероятного числа отключений подстанции при прямых ударах молний в провода линии вне подхода.

3. Выбор защитных углов троса, линейной изоляции и сопротивлений заземления опор на подходе на основании вычисления вероятного числа отключений подстанции вследствие ударов молний в провода или тросы на подходе.

Решение первой части задачи сводится к определению опасных для подстанции волн. Подобно тому как вольтсекундная характеристика каждого высоковольтного аппарата позволяет разделить весь диапазон волн перенапряжения на опасные и безопасные для его изоляции, можно построить зависимость между амплитудой и крутизной волн, представляющих опасность для подстанции в целом с учетом работы разрядников. Эта зависимость играет роль обобщенной вольтсекундной характеристики и также разделяет все волны, приходящие на подстанцию, на опасные и безопасные для изоляции любого элемента, входящего в ее схему.

Очевидно, что подобная характеристика, которую можно назвать «кривой опасных волн», будет зависеть не только от импульсной прочности изоляции аппаратов, но и от всей схемы подстанции, числа и характеристик разрядников, взаимного расположения ее элементов и т. п.

Таким образом, «кривая опасных волн» дает зависимость между «критической амплитудой» и крутизной волны определенной формы, вызывающей на некотором элементе подстанции перенапряжения, соответствующие импульсной прочности его изоляции; под «критической амплитудой» при данной крутизне понимается та наименьшая амплитуда, при которой еще происходит пробой изоляции:

$$U_k = f(U'_k),$$

где U_k — критическая амплитуда падающей волны; U'_k — крутизна падающей волны.

В зависимости от крутизны падающей волны наиболее уязвимыми точками подстанции могут оказаться различные ее элементы. Кривая опасных волн для подстанции в целом является нижней огибающей подобных кривых, построенных для всех точек подстанции.

Определение точек кривой опасных волн оказывается достаточно сложным. Современные вы-

соковольтные подстанции имеют весьма разветвленные электрические схемы и содержат элементы с нелинейными характеристиками (вольтсекундные характеристики искровых промежутков и вольтамперные характеристики вентильных разрядников). Поэтому для определения параметров опасной волны, приходящей на подстанцию, нельзя воспользоваться пропорциональным пересчетом результатов. Методы численного и графического интегрирования [Л. 2] позволяют решить данную задачу, но при усложнении электрической схемы подстанции оказываются чрезмерно трудоемкими. Кроме того, при исследовании влияния различных факторов на возникающие перенапряжения приходится каждый раз повторять весь расчет.

Лабораторией техники высоких напряжений Ленинградского политехнического института им. Калинина разработана цепная модель, позволяющая исследовать переходные процессы при грозовых перенапряжениях, учитывая все индивидуальные особенности подстанции.

Цепная модель [Л. 3] строится на основе приближенного математического подобия изучаемой подстанции. Протяженные участки линий и шин моделируются цепной схемой с Г-, Т- или П-образными звеньями, сосредоточенные параметры — подобными им элементами, трансформаторы и высоковольтные аппараты — входными емкостями, а их изоляции — вольтсекундной характеристикой.

Вольтсекундные характеристики разрядников и защищаемой аппаратуры, а также нелинейные вольтамперные характеристики вентильных разрядников моделируются специальными схемами с ионными приборами.

Разряд конденсатора через сопротивление имитирует приход на подстанцию волны атмосферного перенапряжения. Масштаб времени модели принят равным $S = 1000$ и процессы, развивающиеся в реальных установках в течение микросекунд, измеряются на модели в миллисекундах. Для записи процессов используется шлейфовый осциллограф.

Цепная модель дает возможность непосредственно определять точки кривой опасных волн экспериментальным путем. Для этого параллельно исследуемому элементу подстанции подключается модель, имитирующая вольтсекундную характеристику его изоляции. Если источник волн посылает импульсы с последовательно возрастающими амплитудами и определенной крутизной, то наступит такой момент, когда напряжение на рассматриваемом элементе достигнет его импульсной прочности. При этом «срабатывает» модель изоляции, что ясно видно наблюдателю по свечению тиатрона, входящего в ее схему. Соответствующая данному моменту падающая волна является критической. Ее следует заосциллографировать для уточнения амплитуды и крутизны. Производя повторные опыты с падающими волнами различных крутизн, можно определить все точки кривой опасных волн.

Если модели вольтсекундных характеристик изоляции подключены параллельно всем элементам подстанции, то при каждом эксперименте первой будет «срабатывать» модель в той точке, которая при данной крутизне падающей волны является наиболее уязвимой. В этом случае можно непосредственным опытом определить нижнюю огибающую кривых опасных волн для подстанции.

Если предварительно тарировать элементы схемы источника волн на широкий диапазон амплитуд и крутизны, то можно получить кривую опасных волн, не производя осциллографирования.

Работу модели изоляции иллюстрирует рис. 1, на котором приведена осциллограмма напряжения на линейном разъединителе подстанции при включенной и отключенной модели его изоляции. На рис. 2 даны кривые опасных волн для той же подстанции. При весьма малой крутизне падающей волны процесс нарастания напряжения в различных точках подстанции протекает столь медленно,

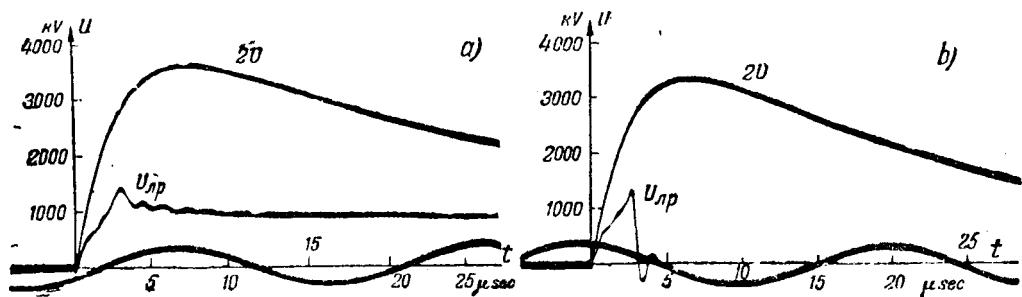


Рис. 1. Осциллограммы напряжения на линейном разъединителе подстанции 220 кВ гэс при включенной *b* и отключенной *a* модели его изоляции.

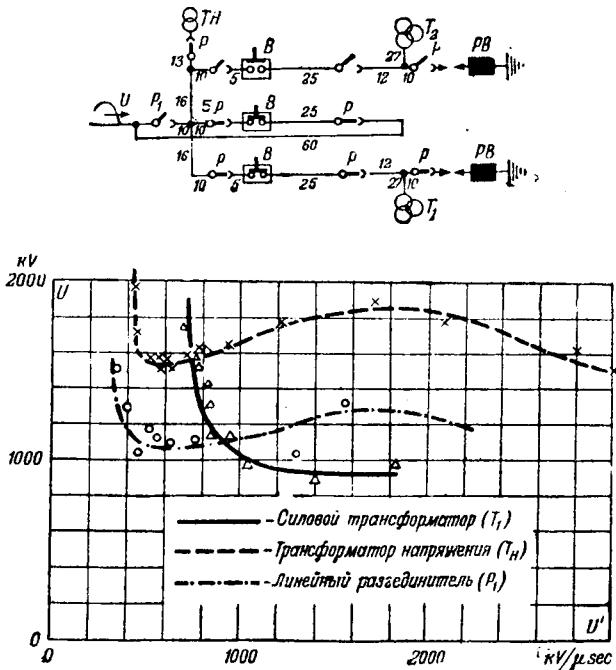


Рис. 2. Кривые опасных волн для подстанции 220 кВ гэс.
На схеме: T —силовой трансформатор ($C_T = 1000 \mu\text{F}$); TH —трансформатор напряжения ($C_{TH} = 200 \mu\text{F}$); B —выключатель ($CB = 200 \mu\text{F}$); P —разъединитель ($C_p = 50 \mu\text{F}$); PB —вилитовый разъединитель на 220 кВ; размеры по ошиновке даны в метрах.

что колебания между отдельными элементами незначительны, и во всех точках подстанции устанавливается практически одно и то же напряжение, равное остаточному напряжению на вентильном разряднике (в соответствии с его вольтамперной характеристикой). При столь малых крутизнах критическими будут волны с такой амплитудой, которая вызывает на разряднике остаточное напряжение, равное импульсной прочности рассматриваемого элемента подстанции. Амплитуда волны, определенная по кривой защитного действия разрядника, оказывается наибольшей и обычно значительно превышает остальные точки кривой опасных волн.

При применении современных вентильных разрядников с весьма пологой вольтамперной характеристикой допустимая амплитуда приходящей волны с малой крутизной оказывается значительно выше импульсной прочности изоляции линии на подходе к подстанции. Таким образом, безопасными для подстанционной аппаратуры оказываются волны с крутизнами от нуля до некоторой «безопасной крутизны», различной для каждого элемента и для каждой схемы подстанции. Если крутизна падающей волны незначительно превышает безопасную, то перенапряжения определяются в основном уже не вольтамперной характеристикой разрядника, а его вольтсекундной характеристикой и колебательными процессами между отдельными элементами схемы. При этом амплитуда опасной волны резко уменьшается, как видно из всех кривых рис. 2. Этот участок кривой представляет наибольший практический интерес, так как определяет область наиболее опасных

для подстанции волн, для которых амплитуды и крутизны одновременно близки к минимальным значениям.

При дальнейшем увеличении крутизны, амплитуды опасных волн для элементов подстанции, расположенных вблизи вентильных разрядников, преимущественно уменьшаются, но незначительно. Для элементов подстанции, расположенных на большом расстоянии от разрядников, общая тенденция кривой опасных волн имеет тот же характер, однако при некоторых средних крутизнах заметно увеличение амплитуды допустимой волны с ростом ее крутизны. Это повышение обусловлено отрицательными отражениями от ближайших узлов (емкостей) и целиком определяется индивидуальными параметрами схемы. С возрастанием крутизны волны ее амплитуда для подстанции в целом стремится к амплитуде прямоугольной опасной волны, которая в зависимости от типа подстанции и расположения разрядников составляет от 50 до 100% от импульсной прочности изоляции.

Общий характер зависимости между амплитудами и крутизнами опасных волн подтверждается осциллограммами напряжения, снятymi при различных крутизнах падающих волн. На рис. 3 приведены осциллограммы для TH соответствующие основным участкам кривой опасных волн рис. 2. На рис. 3, *a* показан случай пробоя изоляции, при котором максимум напряжения определяется вольтамперной характеристикой разрядника (крутизна падающей волны меньше «безопасной»). Рис. 3, *b* и *c* соответствуют пробою изоляции на втором и первом максимумах, обусловленных колебательным процессом (крутизна падающих волн превышает «безопасную»).

Как видно из рис. 2, безопасная крутизна разделяет все волны, приходящие на подстанцию, на две группы. Если крутизна волны меньше безопасной, то допустима практически любая ее амплитуда; если же крутизна волны больше безопасной, то амплитуда ее не должна превосходить значения, определяемого кривой опасных волн.

Очевидно, рационально выбранная оптимальная схема грозозащиты подстанции должна обеспечить для ее оборудования наибольшие безопасные крутизну и амплитуды волн при крутизнах, превышающих безопасную. При этом уменьшается вероятное число грозовых отключений подстанции в случае ударов молнии в пределах подхода, а также снижается необходимая длина подхода.

Кривая опасных волн позволяет вычислить вероятное число грозовых отключений подстанции. Для этого необходимо знать вероятность прихода на подстанцию волны, амплитуды и крутизны которых превышают допустимые величины. Эта вероятность зависит не только от статистического распределения токов молнии, но и от деформации волн перенапряжения при их распространении по проводам от места удара молнии до подстанции.

Многочисленные исследования деформации волн на проводах воздушных линий [Л. 4—7 и др.] доказали, что основной фактор деформации волн с напряжением, значительно превышающим коронное, — импульсная корона на проводах. Поэтому для практических расчетов оказывается допустимым вообще не учитывать остальные источники деформации волн. Однако, влияние импульсной короны приходится учитывать даже в приближенных расчетах. Их методика до последнего времени была разработана недостаточно. Поэтому выбор длины подхода производился, как правило, по данным опыта эксплуатации, а индивидуальные особенности компоновки подстанции и схемы ее грозозащиты учитывались не полностью.

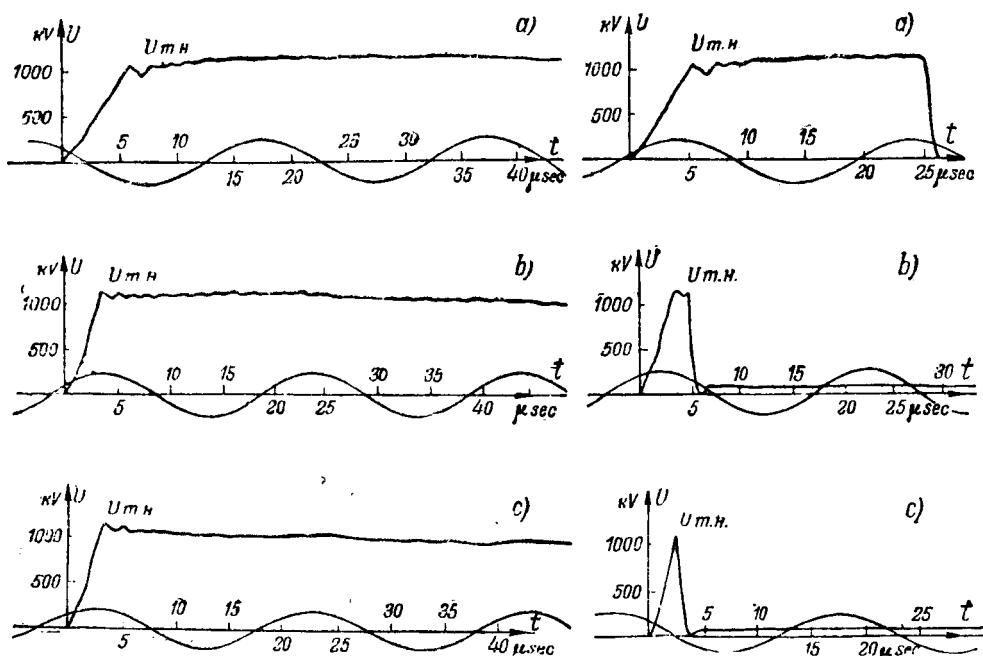


Рис. 3. Осциллограммы напряжения на измерительном трансформаторе 220 кВ.

а— крутизна падающей волны меньше безопасной; б, с.— крутизна волны превышает безопасную (левые осциллограммы— модель изоляции отключена, правые— модель включена).

Основываясь на методе динамических характеристик [Л. 6], можно получить формулу для приближенного вычисления расстояния, которое должна пробежать волна напряжения с начальной крутизной фронта U'_0 , чтобы вследствие деформации импульсной короной иметь крутизну U'_1 .

Деформация импульсной короной фронта волны (рис. 4), распространяющейся по одному проводу, определяется формулами:

$$t_{1n} = t_{0n} + l \left(\frac{1}{v_k} - \frac{1}{v_0} \right), \quad (1)$$

$$v_k = \frac{Av_0}{\sqrt{1 + \frac{U_n}{B}}} = \frac{v_0}{\varphi(U_n)}, \quad (2)$$

где U_n — мгновенное значение напряжения на фронте волны линии, кВ; v_k — скорость перемещения напряжения вдоль линии, $v_k \approx c$ — скорость при отсутствии короны; l — длина пробега волны; t_{0n} , t_{1n} — время подъема напряжения волны от 0 до $U = U_n$; A , B — эмпирические коэффициенты, равные для отрицательной короны: $A \approx 0,87$, $B \approx 275$ Гц, где H — высота провода над землей1 м.

Из рис. 4 видно, что деформированная короной волна имеет «порог» докоронного напряжения U_k с крутым фронтом и дальнейшее сравнительно плавное нарастание напряжения до максимума. Пришедший на подстанцию «порог» вызовет колебания напряжения в разных точках подстанции. Однако, амплитуда этих колебаний не может превзойти $2U_k$ и обычно не представляет опасности для изоляции подстанции. Поэтому приходящую на подстанцию волну $U_1(t)$ можно приближенно заменить волной с косоугольным фронтом крутизны U'_1 .

Если заданы U'_0 и U'_1 , то необходимую длину пробега волны l можно определить, подставив (2) в (1) и полагая $U = U_n$ и $U = U_m$ (рис. 4). Имеем соответственно:

$$t_{1n} - t_{0n} = \frac{l}{v_0} \varphi(U_n), \quad (3)$$

¹ Как известно, 80—90% ударов молнии имеют отрицательную полярность, причем отрицательные волны меньше деформируются короной. Поэтому для приближенных расчетов можно не учитывать волны положительной полярности. В случае отрицательной короны при наличии защитных тросов величину H можно принимать равной расстоянию между тросом и пораженным проводом в середине пролета.

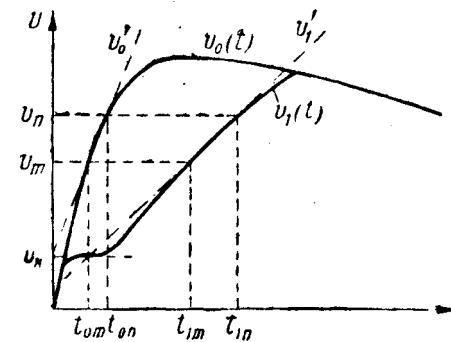


Рис. 4. К вычислению деформации волны импульсной короной.

$$t_{1n} - t_{0n} = \frac{l}{v_0} \varphi(U_m). \quad (4)$$

Вычтя из (3) почленно (4), разделив результат на $(U_n - U_m)$ и переходя к пределу $U_n \rightarrow U_m$ имеем:

$$l = \frac{v_0}{\varphi(U)} \left(\frac{1}{U'_1} - \frac{1}{U'_0} \right)$$

или после преобразований²

$$l \approx 144H \sqrt{1 + \frac{U_n}{275H}} \left(\frac{1}{U'_1} - \frac{1}{U'_0} \right).$$

Если для U'_1 принять безопасную крутизну из кривой опасных волн, а для U'_0 — крутизну волн в месте удара в провод молнии с крутизной тока 50 кА/мсек, то по формуле (5) можно определить длину «предельного» подхода. Все прямые удары молнии за его пределами не представляют опасности для подстанции. Грозовые отключения ее обусловлены лишь ударами молнии в подстанцию. При этом будет достигнута наилучшая защищенность подстанции, эквивалентная случаю, когда линия защищена тросами по всей длине.

² Здесь U в кВ; U' в кВ/мс; H в м; l в км.

Однако, удар молнии с максимальной крутизной тока в первый незащищенный пролет — явление достаточно редкое. В то же время как ясно из предыдущего, на подстанцию могут быть допущены волны ограниченной амплитуды с крутизной, превышающей безопасную. Поэтому часто оказывается возможным ограничиться меньшей длиной подхода, допустив при этом незначительное число грозовых отключений.

При выборе схемы грозозащиты подхода приходится учитывать возможность прорыва молнии на провод через тросовую защиту и перекрытия гирлянд изоляторов при ударе молнии в опору или трос. При прорыве молнии на провод крутизна волны зависит от крутизны тока молнии и в ряде случаев представляет опасность для подстанции. При ударе молнии в опору или трос и последующем перекрытии гирлянд на проводах возникают волны, близкие к прямоугольным, обычно представляющие опасность для подстанции. Поэтому на подходе желательно иметь сопротивление заземления опор не более $10-15 \Omega$ и защитные углы тросов на опоре не более 30° , что обеспечивает минимальное число грозовых отключений подстанции при ударах молнии в пределах защищенного подхода.

Общее число грозовых отключений подстанции определяется как сумма отключений вследствие ударов молнии в пределах и вне подхода. Его вычисление можно произвести на основании кривой опасных волн, определенной на цепной модели. Для этого надо рассмотреть удары в различные точки линии с самыми разнообразными амплитудами и крутизнами тока молнии, учитывая кривые их повторяемости, данные о грозовой деятельности района, вероятность прорыва молнии через тросовую защиту подхода, перекрытия линейной изоляции и деформацию волн вследствие импульсной короны.

Многочисленные расчеты и исследования на моделях, проведенные лабораторией³ при выборе схем грозозащиты ряда подстанций показали, что существующие в настоящее время критерии оценки надежности грозозащиты оказываются недостаточно объективными и не дают возможности учесть специфические особенности каждой подстанции. В частности, общепринятое деление подстанций на тупиковые, проходные и многофидерные часто не оправдывает себя. С увеличением числа отходящих линий грозоупорность собственно подстанции повышается, но одновременно значительно возрастает вероятность прихода на подстанцию волн атмосферного перенапряжения. В зависимости от индивидуальных особенностей подстанции каждый из этих факторов может оказаться преобладающим.

³ Работа по исследованию грозозащиты подстанций была поставлена в ЛПИ по инициативе и под руководством А. А. Горева. В работе принимали участие: С. Л. Зайенц, Г. С. Кучинский, И. Ф. Половой, В. А. Хорберг, Я. Н. Шерман и авторы.

Все это подчеркивает необходимость внедрения в практику проектирования критерия вероятного числа грозовых отключений и широкой разработки связанных с этим вопросов.

Заключение. 1. Вероятное число грозовых отключений подстанции является объективным критерием надежности ее защиты от атмосферных перенапряжений и позволяет обоснованно выбрать оптимальную схему этой защиты.

2. Кривые опасных волн дают непосредственную характеристику уровня грозоупорности собственно подстанции и позволяют выбрать наилучшее расположение, число и характеристики грозозащитных аппаратов.

3. Кривые опасных волн проще всего определить экспериментально на цепной модели, играющей роль расчетного стола и позволяющей учесть индивидуальные особенности каждой подстанции.

4. Длина защищенного подхода и вольт-секундные характеристики установленных в нем началь трубычатых разрядников могут быть выбраны, исходя из кривых опасных волн. При этом необходимо учитывать деформацию волн вследствие импульсной короны на проводах при ударе молнии за пределами подхода.

5. При выборе схемы грозозащиты подхода (защитные углы тросов, сопротивления заземления опор, линейная изоляция) необходимо учитывать, что почти каждое перекрытие линейной изоляции на подходе при ударе молнии в опору или трос и большинство ударов молнии в провод через тросовую защиту будут сопровождаться приходом на подстанцию опасных волн.

6. Общее число грозовых отключений подстанции можно вычислить на основании кривой опасных волн, рассматривая удары молнии с различными амплитудами и крутизнами тока в различные точки линии на подходе и вне его.

Авторы считают необходимым отметить, что при постановке работы, ее проведении и формулировке выводов был получен ряд ценных указаний от А. А. Горева.

Литература

1. Lightning Performance of 220 kV Lines. An AIEE Committee Report. El. Eng., т. 65, № 2, стр. 70, 1946.
2. М. В. Костенко. Вычисление перенапряжений в установках с многократными отражениями. Электричество, № 9, 1939.
3. М. В. Костенко, В. М. Нашатырь, О. В. Щербачев. Принцип электрического моделирования для исследования переходных процессов и их приложения к вопросам грозозащиты. ЖТФ, т. XVII, вып. 8, стр. 927, 1947.
4. Skilling, Dykes Distortion of Traveling Waves by Corona. El. Eng., V. 56, № 7, стр. 850, 1937.
5. А. К. Потужный и С. М. Фертик. Затухание волн высокого напряжения в 35-kV линиях. Электричество, № 1, стр. 29, 1938.
6. М. В. Костенко. Деформация волны перенапряжения на проводах воздушных линий вследствие импульсной короны. Электричество, № 1, стр. 65, 1946.
7. А. К. Потужный и С. М. Фертик. Затухание блуждающих волн очень высокого напряжения в 110-kV линии электропередачи. Электричество, № 6, стр. 52, 1946.

Выключение ненагруженных линий высокого напряжения масляным выключателем с камерой дутья

Кандидат техн. наук А. А. АКОПЯН

Всесоюзный электротехнический институт им. Ленина

В сетях высокого напряжения при выключении ненагруженных (холостых) линий электропередачи масляным выключателем, снабженным камерой дутья, стали наблюдаться за последние годы ненормальные явления в выключателе. Выключения нередко сопровождались разрушениями камер дутья, проходных втулок, бетонного фундамента и других элементов выключателя. Такие случаи имели место, например, при выключении 110-кВ холостой линии длиной в 95 км масляным выключателем МКП-160Д, установленным на мощной подстанции с глухозаземленной нейтралью. Однофазный ток короткого замыкания вблизи подстанции составлял 10 кА.

Разрушения масляных выключателей при отключении холостых линий имели место также в 60-кВ сетях Англии и США [Л. 1]. По косвенным указаниям можно предположить, что аналогичные аварии происходили и в 230-кВ сетях США [Л. 2]. Были также отмечены аварии с малообъемными масляными выключателями при выключении ими холостых линий в 220-кВ сетях Германии.

Рассмотрение этого вопроса в 1941 г. в ВЭИ [Л. 1] привело к двоякого рода предположениям о причинах разрушений камер выключателя МКП-160Д при выключении им холостых линий.

1. В процессе выключения холостой линии, после того как контакты выключателя достаточно разошлись, но подвижный контакт еще находится в камере, возникает короткое замыкание и ток короткого замыкания создает в камере опасные давления, способные разрушить камеру (А. Я. Буйлов).

Рассматриваются механизм выключения ненагруженной (холостой) линии высокого напряжения и те неблагоприятные условия, при которых камера стеключающего масляного выключателя или другие его элементы могут быть разрушены в процессе выключения линии. На основе анализа лабораторных исследований и испытаний в реальных условиях устанавливается причина разрушения камер дутья и других частей масляного выключателя МКП-160Д при выключении им холостой линии. Рассматриваются методы защиты выключателя: 1) шунтирование камер дутья активным сопротивлением; 2) соблюдение необходимого уровня изоляции проводов отключаемой линии по отношению к земле и необходимого разрядного напряжения для трубчатых разрядников и других защитных промежутков, 3) применение специальных разрядников, снижающих величину коммутационных перенапряжений на линии, но не вызывающих опасных токов короткого замыкания.

2. Выключение холостой линии сопровождается рядом повторных зажиганий, ударные токи которых (разрядный ток линии) могут создать гидродинамический удар, способный разрушить выключатель (Р. М. Кантор).

Следует отметить, что Поллард [Л. 1] также считает причиной разрушения масляного выключателя разрядные токи при повторных зажиганиях.

Для установления действительных причин разрушения выключателя МКП-160Д и изыскания защитных мер в 1944 г. под руководством автора в ВЭИ были проведены исследования¹, выводы по которым полностью подтвердились последующим эксплуатационным опытом.

Лабораторные исследования. Анализ фактического материала позволил установить, что большинство аварий с выключателем при отключении холостой линии сопровождалось признаками короткого замыкания, возникающего кратковременно, в процессе выключения (внезапный толчок тока по приборам, выпадение блинкеров земляной защиты, срабатывание трубчатых разрядников, установленных на подходе холостой линии, и пр.).

Опыты по выключению холостой 110-кВ линии длиной в 95 км выключателем МКП-160Д показали, что процесс выключения сопровождается рядом повторных зажиганий (с числом до 5—6), гашение дуги повторного зажигания управляет собственной частотой колебания отключаемой холостой линии, т. е. длительность ударного разрядного тока равна времени двойного пробега электромагнитной волны вдоль линии. В нашем случае это время составляет $\frac{2 \cdot 95 \cdot 000}{300} = 633 \mu\text{sec}$, а наибольшая амплитуда этого тока, подсчитанная по осциллографмам [Л. 3], достигала

¹ В проведении исследований значительное содействие и помощь оказал Ю. В. Буткевич. Принимали участие в работе: А. М. Мелькумов, М. Ф. Пашин, В. И. Чернышев, И. А. Жуков, В. А. Астапов и Н. М. Жарков.

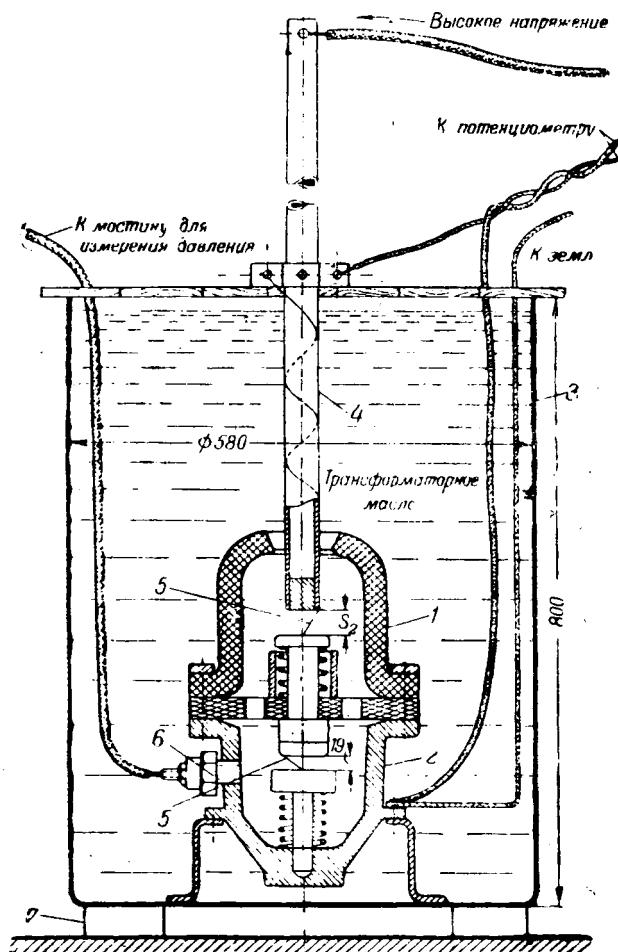


Рис. 1. Установка камеры масляного выключателя МКП-160Д при ее испытании.

1—полукамера из бакелизированной бумаги; 2—металлическая полукамера; 3—железная бочка; 4—стальная трубка диаметром 45/50 мм; 5—мединая проволока диаметром 0,1 мм; 6—прибор для измерения давления; 7—изолирующая прокладка.

630 А. Эти данные были учтены при лабораторных исследованиях. Исследование проводилось на камере выключателя МКП-160Д. При испытаниях камера была установлена в железной бочке, наполненной маслом (рис. 1). Взамен подвижного контакта применялась стальная труба диаметром 45/50 мм, укрепленная деревянной перекладиной. Прибор, измеряющий давление в камере, был ввинчен в металлическую часть камеры.

Напомним, что при выключении имеет место следующая последовательность расхождения контактов МКП-160Д: вначале происходит разрыв между неподвижным и промежуточным контактами в металлической полукамере, по достижении зазора между этими контактами наибольшей величины $S_1 = 19$ мм начинается расхождение контактов во второй части камеры (зазор S_2).

Испытания производились при значениях $S_1 = 19$ мм и $S_2 = 0,31$ и 91 мм. Значение $S_2 = 91$ мм соответствует наибольшему расхождению контактов, когда подвижный контакт-свеча еще находится в камере.

Испытание камеры импульсными токами апериодической и колебательной формы. Испытание импульсными токами имело целью изучить действие на камеру ударных токов повторных зажиганий, особенно влияние крутого фронта этих токов на величину давления в камере. Испытание осуществлялось разрядом батареи конденсаторов на цепь с испытуемой камерой.

Первые 20 опытов были произведены для $S_1 = 19$ мм и $S_2 = 0$ импульсным током апериодической формы и практически с прямоугольным фронтом, как это видно из осциллограмм рис. 2.

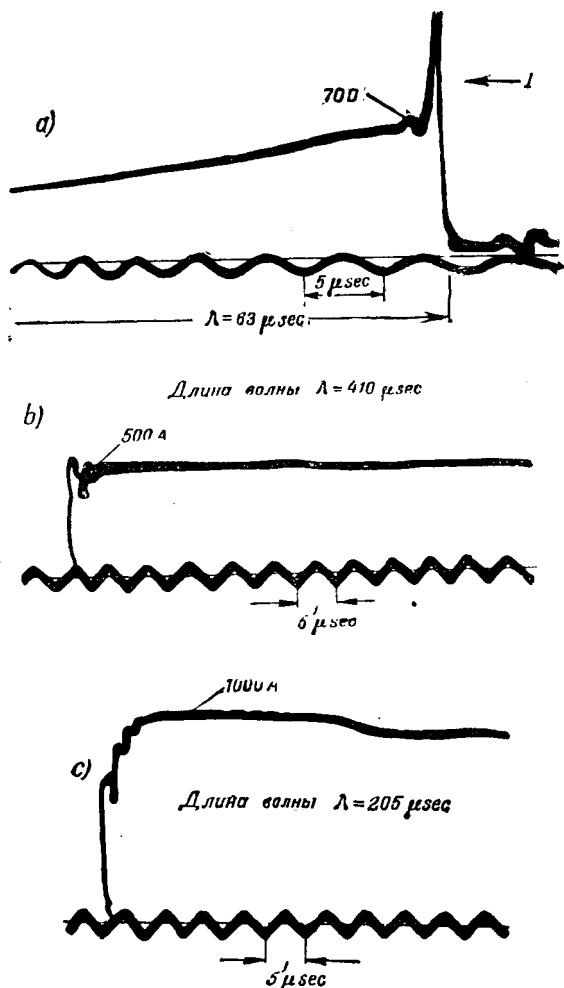


Рис. 2. Осциллограммы испытательных импульсных токов апериодической формы.

При токах с амплитудой в 700 А (первый бросок достигал 1 300 А) и длиной волны² в 63 μ sec (рис. 2, а) давление в камере достигло лишь 15 kg/cm². Испытание токами с амплитудой в 500 А и длиной волны в 410 μ sec (рис. 2, б) вызвало давление в камере в 30 kg/cm². Камера достаточно легко и без каких-либо последствий перенесла также испытания импульсным током с амплитудой в 1 000 А и длиной волны в 205 μ sec (рис. 2, в). В последнем случае по техническим причинам давление не было зарегистрировано.

Эти предварительные опыты дают достаточное представление о роли крутого фронта ударных токов при вторичных зажиганиях в формировании опасных давлений в камере. Как видно, сам по себе крутой фронт играет значительную роль. Напомним, что испытательное давление камеры равно 60 at.

Для полной имитации действия ударных токов вторичных зажиганий при включении холостой линии дальнейшие испытания камеры велись током колебательной формы с длиной первой полуволны в 650 μ sec (длительность ударного тока повторного зажигания при выключении холостой линии длиной в 95 км равна 633 μ sec).

При этих и последующих испытаниях из-за недостатка напряжения для пробоя промежутков между контактами промежутки шунтировались голой медной проволокой диаметром в 0,1 mm. Всего было проделано 23 опыта. Амплитуда тока варьировалась в пределах от 360 до 1 300 А. Типичные осциллограммы даны на рис. 2.

² Под длиной волны подразумевается время от начала приложения волны до момента спада мгновенного значения на половину амплитуды.

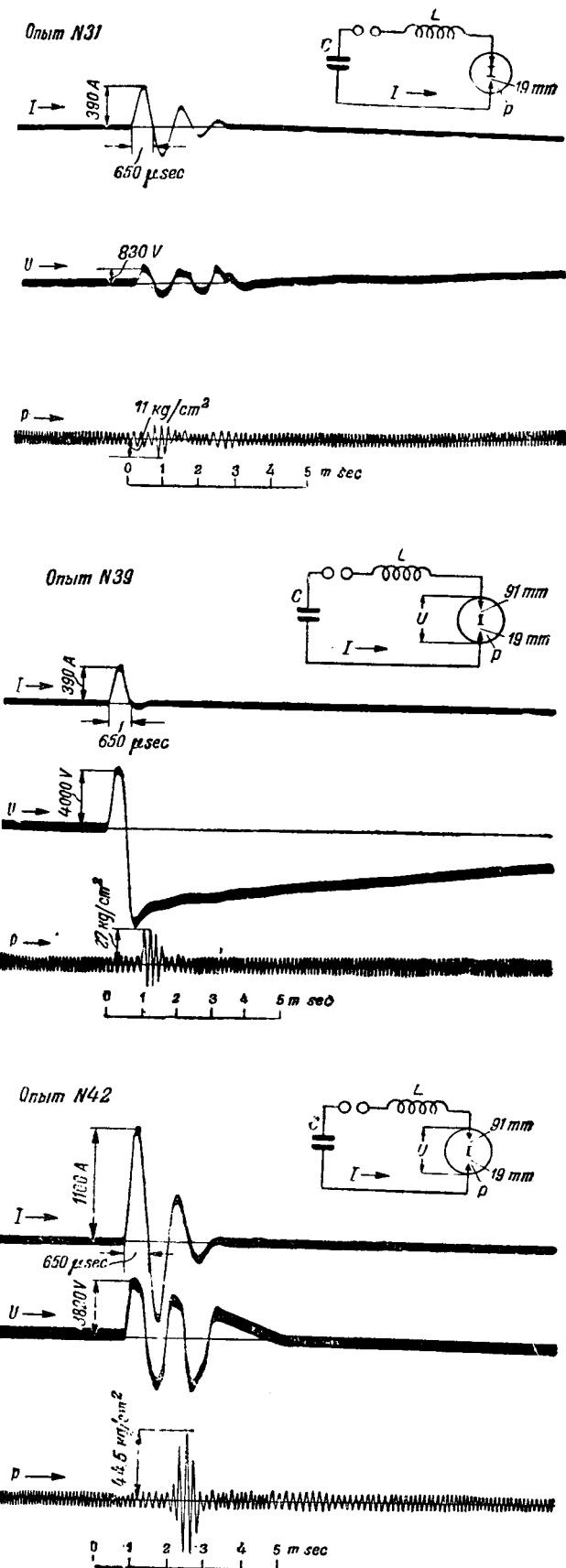


Рис. 3.

Осциллограммы при испытании камеры выключателя МКП-160Д импульсным током колебательной формы с полупериодом колебания, равным 650 мкес.

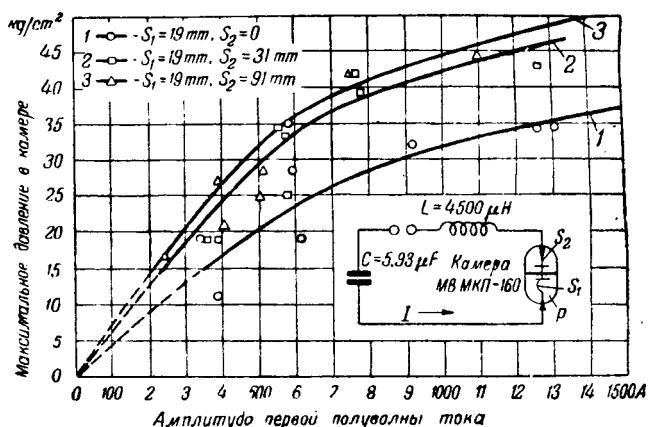


Рис. 4. Давление в камере выключателя МКП-160Д при испытании ее импульсным током колебательной формы с длиной первой полуволны в 650 мкес.

На рис. 4 приведены кривые давления в металлической полукамере в зависимости от величины испытательного тока для трех значений расстояний между контактами.

Как видно из этих данных, давление в камере растет с увеличением амплитуды действующего тока, что вполне естественно, так как увеличение тока обуславливает рост мощности дуги, расходуемой на газо- и парообразование в камере.

Весьма интересно отметить, что при одной и той же величине испытательного тока и постоянном $S_1 = 19$ мм в металлической полукамере давление в ней растет по мере увеличения промежутка S_2 между контактами во второй полукамере, хотя полукамеры отделены друг от друга перегородкой и жидкостям них сообщаются только через имеющиеся в перегородке отверстия. Это показывает, с одной стороны, что, несмотря на кратковременность действия тока, все же успевают образоваться некоторые потоки, снижающие давление; с другой стороны, оно указывает на неблагоприятное действие дуги во втором промежутке, в результате которого запирается (подпирается) выход из первой полукамеры и, возможно, создается обратный поток, повышающий давление в первой полукамере. Например, при амплитуде испытательного тока в 1300 А (рис. 4) и расстоянии $S_1 = 19$ мм давление в камере было равно 35 и 45 kg/cm^2 , когда промежуток между контактами во второй полукамере S_2 был равен 0 и 31 мм соответственно. Вместе с тем эти же результаты достаточно наглядно показывают, что ударные токи при повторных зажиганиях совершенно безопасны для камеры выключателя МКП-160Д. Действительно, при амплитуде тока в 1300 А, что значительно превышает величину ожидаемых ударных токов повторных зажиганий при выключении холостой линии, и наибольшем расстоянии между контактами $S_2 = 91$ мм (что соответствует моменту времени спустя 6 полупериодов после начала расхождения контактов) давление в камере достигло лишь 45–50 kg/cm^2 , в то время как испытательное давление камеры равно 60 kg/cm^2 . Таким образом, можно констатировать, что камера выключателя МКП-160Д достаточно надежно выдерживает испытание, имитирующее действие ударных токов повторных зажиганий при выключении холостых линий.

Испытание камеры током промышленной частоты. Испытание камеры МКП-160Д током промышленной частоты производилось в специальной схеме, ограничивающей длительность тока до одного полупериода. Таким путем воспроизводились условия, близкие к реальным, когда в процессе выключения холостой линии ток короткого замыкания возникает из-за срабатывания трубчатого разрядника и этот же разрядник гасит его. Опыты велись при двух крайних значениях промежутков между контактами: $S_1 = 19$ мм и $S_2 = 0$; $S_1 = 19$ мм и $S_2 = 91$ мм.

Характерные осциллограммы приведены на рис. 5. На рис. 6 результаты даны в виде кривых. Как видно, общий

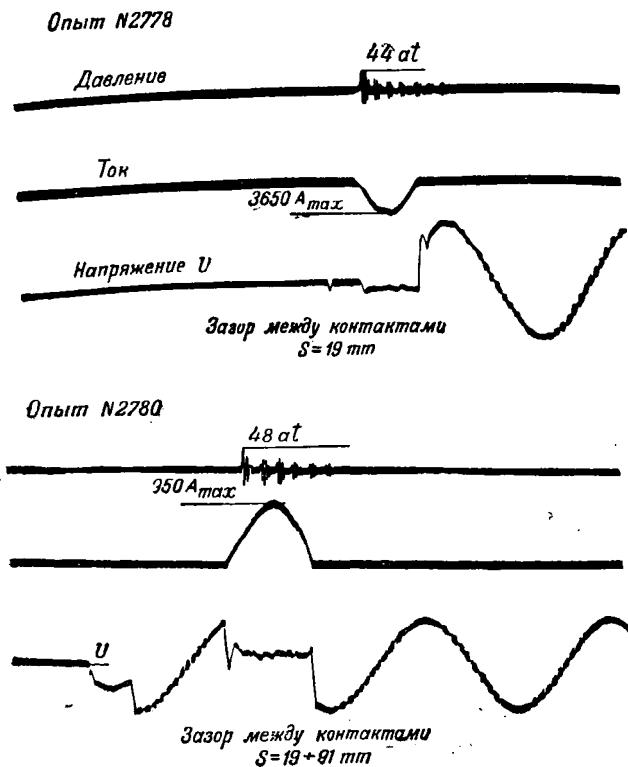


Рис. 5. Осциллограммы при испытании камеры МКП-160Д током промышленной частоты.

характер зависимости давления от величины тока и расстояний между контактами такой же, как и при импульсных токах колебательной формы.

При промежутках $S_1 = 19$ мм и $S_2 = 0$ амплитуда испытательного тока была доведена до 4 500 А. При этом давление в металлической полукамере достигло 40–45 kg/cm^2 .

При наибольшем расстоянии между контактами ($S_1 = 19$ и $S_2 = 91$ мм) давление в камере значительно возросло. При амплитуде тока в 3 000 А оно достигло испытательного давления в 60 kg/cm^2 , а при токах 4 500–5 200 А было зарегистрировано давление более 65–70 kg/cm^2 . Следует отметить, что прибор, измеряющий давление, был проградуирован до величины 55 kg/cm^2 , так что все зафиксированные величины, превосходившие указанное значение, возможно, несколько занижены.

Последнее испытание камеры было произведено при амплитуде тока в 8 000 А. Осциллограммы этого опыта даны на рис. 7. В этом случае камера разорвалась (рис. 8), прибор давления был испорчен. Разрыв камеры произошел у основания второй полукамеры из бакелитированной бумаги. Это часть камеры и стальная труба вылетели из бочки. Их подбросило вверх на высоту около 10 м и они упали на землю на расстоянии 9–10 м от бочки, в которой велось испытание. Железную бочку разорвало по всему продольному шву, днище было прощадлено. Как видно из осциллограммы (рис. 7), давление в камере достигло величины не менее 70 kg/cm^2 .

И так, можно считать доказанным, что камера выключателя МКП-160Д разрушается от действия значительно меньших токов промышленной частоты, чем токи, соответствующие ее разрывной мощности, если эти токи возникают после того, как контакты выключателя достаточно разошлись.

Следует напомнить, что выключатель МКП-160Д способен отключать токи в 13 000 А. В частности, ряд выключателей этого типа, камеры которых были разрушены при выключении холостых линий, ранее неоднократно выключали токи короткого замыкания в 9 000–10 000 А без каких-либо ненормальных последствий. В случае же появления тока после расхождения контактов амплитуда

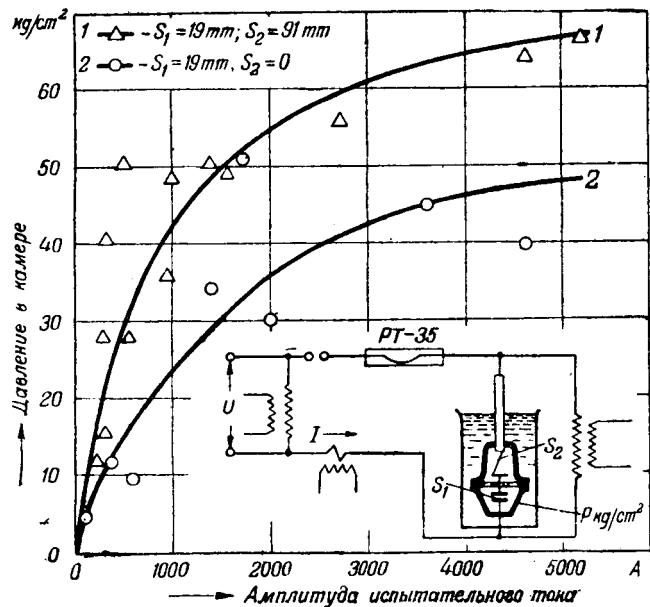


Рис. 6. Давление в камере МКП-160Д при токе промышленной частоты.

безопасного для камеры тока равна лишь 3 000 А, если длительность его не превышает 0,01 сек. Давление в камере при этом достигает 60 kg/cm^2 .

Это резко различное поведение выключателя обусловлено механизмом образования дутья. При выключении короткого замыкания в обычных условиях расхождение контактов начинается лишь после возникновения короткого замыкания под током. Вначале расходятся контакты в верхней, металлической, полукамере до полного зазора и лишь после этого начинается расхождение контактов в нижней полукамере. Благодаря постепенному увеличению дугового промежутка и, следовательно, мощности, расходуемой на газообразование, создаются благоприятные условия для постепенного формирования потоков из верхней полукамеры в нижнюю и из нижней полукамеры в пространство бака. Эти последовательные потоки, в конечном счете, снижают давление в камере. Вместе с тем при выключении короткого замыкания в обычных условиях имеет место снижение значения тока короткого замыкания во времени, что действует благоприятно в отношении ослабления роста поглощаемой мощности в дуговом промежутке по мере увеличения расстояния между контактами. В том же случае, когда контакты в обеих полукамерах успели разойтись, а масло в них находится почти в спокойном состоянии (отсутствуют потоки) и при этом происходит пробой обоих промежутков с последующим быстрым наложением тока более или менее значительной величины, то вследствие отсутствия предварительных потоков и в силу несжимаемости жидкости давление газового пузыря достигает значительных величин, опасных для камеры. Надо полагать, что внезапное увеличение тока в дуге при разошедшихся контактах может быть опасно для камеры и при наличии предварительных потоков, если это увеличение значительно и повышение давления, обусловленное им, не компенсируется за счет существующего потока.

Исследование выключателя МКП-160Д в реальных условиях. Для окончательной проверки результатов лабораторных исследований и определения уровня коммутационных перенапряжений было произведено исследование при выключении выключателем МКП-160Д той самой холостой линии длиной в 95 км, выключения которой раньше сопровождались разрушениями камер или других элементов выключателя МКП-160Д.

Так как лабораторные исследования дали полную уверенность в безопасности разрядных токов при повторных зажиганиях, выключения холостой линии велись при той же схеме подстанции, которая обусловила бы возникновение разрядных токов повторных зажиганий с наибольшей крутизной и, по возможности, высокой амплитудой.

Опыт №2801

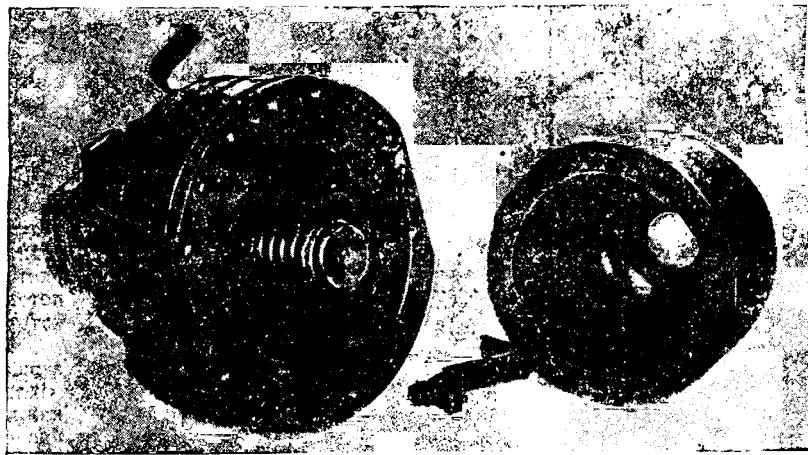
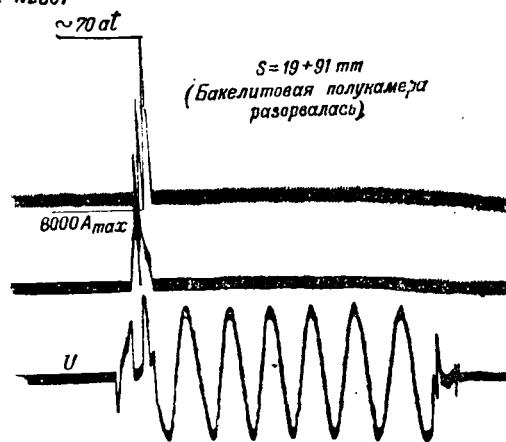


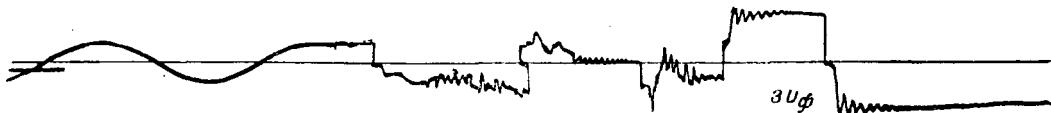
Рис. 7. Осциллограммы при испытании камеры МКП-160Д током промышленной частоты с амплитудой в 8 000 А (при этом опыте камера разорвалась).

Рис. 8. Камера МКП-160Д, разорванная при испытании током с амплитудой в 8 000 А (осциллограмма рис. 7). Длительность тока менее 0,01 сек, давление в камере более 70 kg/cm^2 .

Опыт №26



Опыт №27



Опыт №29



Рис. 9. Осциллограммы напряжения на одном из крайних проводов 110-кВ линии длиной в 95 км при ее выключении масляным выключателем МКП-160Д.

Разрядный ток при повторных зажиганиях

$$I = \frac{U_1 - U_2}{Z_a + Z_w}.$$

где U_1 — потенциал выключаемой холостой линии в момент перед повторным зажиганием;

U_2 — потенциал выключаемой линии сейчас же вслед за повторным зажиганием (величина $U_1 - U_2$ представляет разность потенциалов между контактами выключателя в момент перед повторным зажиганием);

Z_a — волновое сопротивление холостой линии, равное 400Ω ;

Z_w — волновое сопротивление подстанции для волны, падающей на нее с выключаемой линии — параллельное соединение волновых сопротивлений всех фидеров, емкостей конденсаторов и трансформаторов, индуктивностей трансформаторов и пр.

Для увеличения крутизны и амплитуды разрядного тока при повторных зажиганиях Z_w было уменьшено путем приключения к шинам подстанции во время опытов всех девяти подводящих к подстанции линий электропередач, всех повышающих трансформаторов с общей мощностью в 170 000 кВА и всех конденсаторов связи ($C=0,02 \mu\text{F}$). Повышающие трансформаторы были нагружены на полную мощность. Таким образом были со-

зданы наиболее суровые условия для исследуемого выключателя в отношении действия разрядных токов при повторных зажиганиях.

Вместе с тем для исключения возможности появления замыканий на землю на холостой линии в процессе ее выключения, могущих привести к коротким замыканиям, опасным для выключателя, перед началом испытаний была тщательно просмотрена изоляция линии; внешние промежутки всех трубчатых разрядников, установленных на линии, были раздвинуты на 500 мм.

В общей сложности выключателем МКП-160Д было произведено 34 выключения холостой линии. Записывались потенциалы двух крайних проводов линии с помощью катодных осциллографов (рис. 9).

По данным осциллограмм на рис. 10 приведены кривые, характеризующие величины перенапряжений, возникших на линии при ее выключении вхолостую. В том случае, когда провода линии не имеют каких-либо искусственно созданных утечек, были зарегистрированы перенапряжения в пределах от $1,5 U_\phi$ до $3,1 U_\phi$ (кривая 1, рис. 10). При наличии на линии специального вентильного разрядника, о котором речь будет позже, были зарегистрированы меньшие величины перенапряжений (кривая 2, рис. 10).

Важно отметить, что за все время опытов никаких ненормальных явлений не было замечено. Это с достаточной убедительностью подчеркивает полную без-

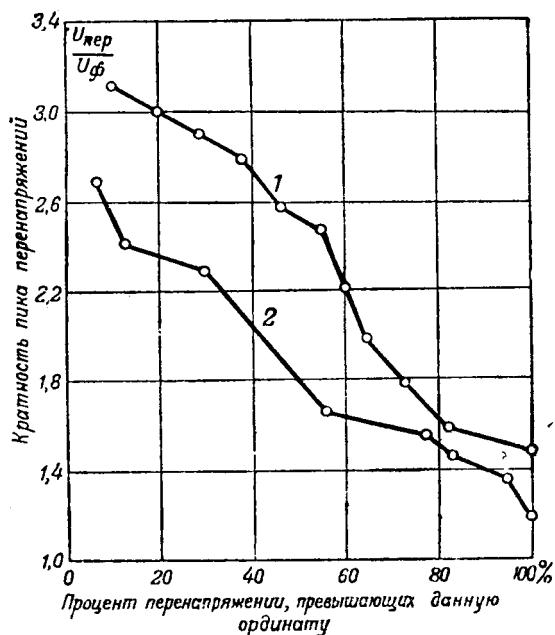


Рис. 10. Величины перенапряжений, зарегистрированных на крайних проводах 110-кВ линии длиной в 95 км при ее выключении в холостую масляным выключателем МКП-160Д.

1—по данным 11 осциллограмм; 2—по данным 18 осциллограмм при включении к началу линии вентильного разрядника.

опасность разрядных токов повторных зажиганий для выключателя МКП-160Д. Эти же опыты подтверждают второй основной вывод из лабораторных исследований, именно: единственной причиной разрушения камер и других элементов выключателя является наложение на дуговой промежуток тока короткого замыкания после расхождения контактов. Коль скоро была исключена возможность замыканий проводов выключаемой линии на землю через искру, не было и причин, могущих вызвать короткое замыкание и разрушение в выключателе, несмотря на большое количество экспериментов, достигших 34 выключений.

Действительно, механизм выключения холостой линии показывает, что в процессе выключения может иметь место наложение тока короткого замыкания, если изоляция проводов линии недостаточна и она не выдерживает действия перенапряжений, возникающих на линии при ее выключении.

В общих чертах при выключении холостой линии с помощью МКП-160Д имеет место нижеописанный процесс (осциллограммы рис. 9).

После начала расхождения контактов первое гашение дуги происходит в момент перехода зарядного тока холостой линии через нуль, когда потенциал провода линии равен амплитуде фазового напряжения, а разность потенциалов между контактами равна нулю. Начиная с этого момента, разность потенциалов между контактами растет практически со скоростью изменения 50-периодного фазового напряжения соответствующей шины подстанции, так как потенциал провода сохраняется постоянным ввиду хорошей изоляции по отношению к земле. По истечении времени 0,01 сек. разность потенциалов между контактами выключателя может достигнуть величины в $2 U_f$. За этот промежуток времени, несмотря на одновременное увеличение расстояния между контактами и прочность промежутка, увеличивающаяся разность потенциалов всегда вызывает пробой между контактами, нередко даже раньше, чем разность потенциалов достигнет наибольшей величины $2 U_f$. После повторного зажигания начинается перезарядка провода линии, принудительное приведение потенциала провода к потенциальному соответствующей фазы источника. Перезарядка имеет волновой характер и сопровождается распространением электромагнитной волны от начала линии к ее концу, отражением падающей волны

от открытого конца и обратным распространением отраженной волны к началу линии, к выключателю. При приходе отраженной волны в начало линии ток в дуге выключателя падает до нуля и она может гаснуть. Далее начинается процесс выравнивания потенциала вдоль линии с периодом колебания $\frac{4l}{v}$ (l —длина линии; v —скорость распространения электромагнитной волны вдоль линии). В конечном итоге на линии устанавливается потенциал обратного знака и, как правило, большей величины, чем знак, и величина потенциала линии до повторного зажигания. Далее весь процесс по последовательности повторяется, но лишь с той разницей, что теперь разность потенциалов между контактами растет не с нуля, а с некоторого конечного значения.

При выключении исследуемой холостой линии был зарегистрирован до 5—6 повторных зажиганий с общей тенденцией прогрессивного роста потенциала линии после каждого повторного зажигания и гашения дуги. Если после очередного повторного зажигания в течение процесса перезарядки линии, пока горит дуга, в какой-либо точке линии потенциал превысит прочность изоляции в отношении к земле, то в этой точке наступит пробой или перекрытие изоляции на землю, возникнет замыкание провода линии на землю и, следовательно, однофазное краткое замыкание и внезапное наложение тока короткого замыкания на слабую дугу разрядного тока. Особенность опасно перекрытие изоляции вблизи отключающего выключателя, так как в этом случае токи короткого замыкания будут наибольшими.

Как было установлено, наиболее слабыми местами исследуемой линии являлись трубчатые разрядники, защищающие подходы линии от атмосферных перенапряжений. С целью обеспечения надежной защиты внешние промежутки этих трубчатых разрядников были доведены до 280 мкм (разрядное напряжение при 50 Hz—225—26 kV_{max}). Однако, эта, казалось бы, разумная мера привлекла за собой неожиданные тяжелые последствия. Ввиду малого разрядного напряжения трубчатых разрядников во время выключения холостой линии они срабатывали от коммутационных перенапряжений и создавали опасные для выключателя короткие замыкания.

Задача масляного выключателя при выключении им холостой линии. Можно считать, что в сетях с заземленной нейтралью выключение холостой линии всегда сопряжены с опасностью для отключающего выключателя, если гашение дуги в нем происходит в жидкости (масле), обладающей высокой изолирующей способностью с проводимостью, равной нулю. Опасность усугубляется для линейных выключателей, установленных в пунктах сети со значительными токами короткого замыкания.

Могут быть мыслимы разнообразные средства защиты, но во всех случаях уровень изоляции проводов линии должен быть согласован с возможными величинами перенапряжений, возникающих на линии при ее выключении в холостую. Изоляция отключаемой линии должна выдерживать эти коммутационные перенапряжения. Они не должны вызывать также срабатывание тех аппаратов защиты от атмосферных перенапряжений, установленных на линии, работа которых сопровождается коротким замыканием даже кратковременным (трубчатые разрядники защитные промежутки и пр.).

Для оценки величины коммутационных перенапряжений при выключении 110-кВ холостой линий выключателем МКП-160Д мы располагаем только данными наших измерений (рис. 10). Однако, учитывая достаточное количество опыта можно считать, что они более или менее надеж-

но характеризуют вероятные величины перенапряжений, наибольшее значение которых составляет $3,1 U_\phi$. Эти величины хорошо согласуются также с данными измерений в США в сетях с заземленной нейтралью.

Таким образом, для защиты выключателя МКП-160Д при отключении холостой 110-кВ линии уровень изоляции ее и разрядное напряжение защитных аппаратов, установленных на линии, должны иметь величину по крайней мере в $3,5 U_\phi$.

Необходимо учесть также возможность снижения изоляции от загрязнения, при дожде и из-за частичных повреждений. Особенное внимание должно быть обращено на выбор внешних промежутков трубчатых разрядников. В качестве иллюстрации на рис. 11 даны сухоразрядные напряжения для 110-кВ трубчатых разрядников завода „Электроаппарат“ РТ-110 и

Мосэнерго А-100-7 в зависимости от внешнего промежутка. Были испытаны всего четыре образца трубок с внутренним промежутком в 30 см. Разное значение разрядного напряжения для различных образцов обусловлено неодинакостью разрядного напряжения собственно трубы, без внешнего промежутка. Как видно из этих кривых, для соблюдения разрядного напряжения в $3,5 U_\phi$ ($350 \text{ kV}_{\text{max}}$) внешний промежуток трубчатых разрядников РТ-110 должен быть равен 40—45 см, а для трубчатых разрядников А-100-7 он должен быть равен 45—50 см.

Снижение разрядного напряжения при дожде для трубчатых разрядников в первом приближении, повидимому, возможно не учитывать, считая, что оно компенсируется увеличением разрядного напряжения при коммутационных перенапряжениях благодаря кратковременности их действия.

Как видим, выключение холостых линий с помощью выключателя МКП-160Д налагает довольно высокие требования на уровень изоляции линий. Вместе с тем эти высокие требования все же не полностью исключают возможности аварий с выключателем МКП-160Д вследствие трудно поддающихся в условиях эксплоатации своевременному обнаружению и ликвидации дефектов в изоляции.

Наиболее радикально может быть повышена эксплоатационная надежность снижением величин коммутационных перенапряжений. Это могло бы быть решено рационально шунтированием камер дутья выключателя активным сопротивлением. Действие сопротивления основано на том, что при его наличии потенциал на проводе линии после первого гашения дуги не сохраняется постоянным и равным амплитуде фазового напряжения, а меняется, следуя изменению соответствующей фазы рабочего напряжения, так как провод линии остается присоединенным к шине подстанции через шунтирующее сопротивление. Таким образом, шунтирующее сопротивление

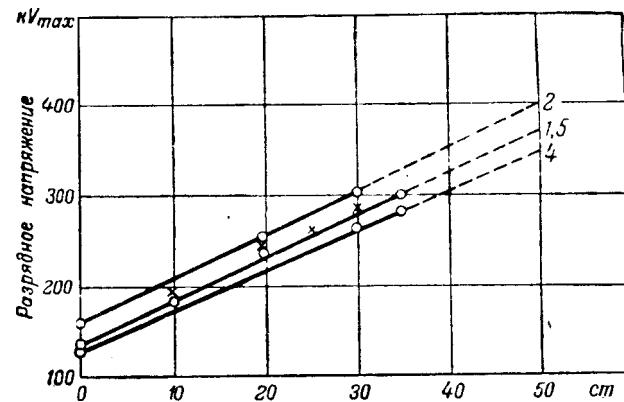


Рис. 11. Сухоразрядное напряжение (при 50 Hz) трубчатых разрядников РТ-110 (кривые 1 и 2) и А-100-7 (кривые 4 и 5). Внутренний промежуток разрядников—30 см. Температура окружающего воздуха равна 8—10°C; давление $P=725-735 \text{ mmHg}$; содержание влаги в воздухе—4—5,5 gm^3 .

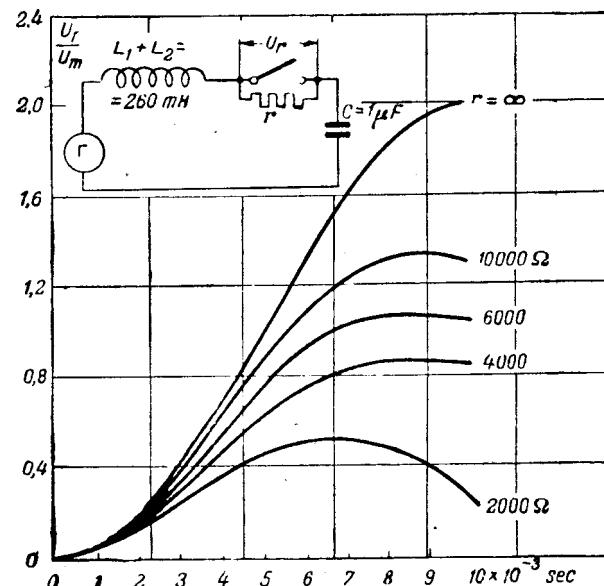


Рис. 12. Разность потенциалов между контактами выключателя после первого гашения дуги при шунтировании камер сопротивлением r на фазу для случая выключения холостой 110-кВ линии длиной около 100 км $[U_f = U_m(1 - \cos \omega r)]$; U_m — амплитуда фазового напряжения.

снижает скорость восстановления напряжения и наибольшую возможную разность потенциалов между контактами после первого гашения дуги (без сопротивления разность потенциалов может достигнуть до $2 U_\phi$) и, следовательно, оно ограничивает возможность дальнейших повторных зажиганий и величину перенапряжений на выключаемой холостой линии.

Изменение разности потенциалов между контактами после первого гашения дуги для различного значения шунтирующего сопротивления в случае выключения холостой линии длиной в 100 км иллюстрируют кривые рис. 12. Как видно, шунтирование камер выключателя сопротив-

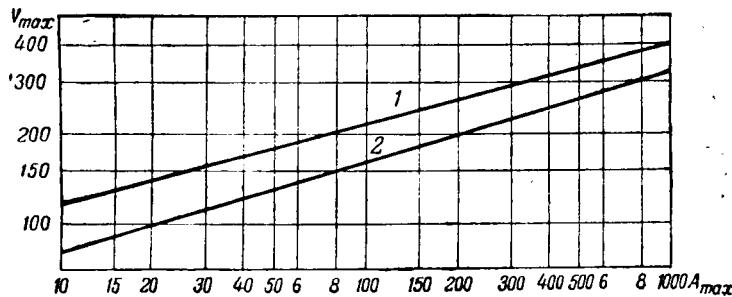


Рис. 13. Вольтамперная характеристика специального тиристорного разрядника (перефаренданного из разрядника РЗСН-110), предназначенногодля снижения коммутационных перенапряжений на 110-кВ линии при ее выключении вхолостую масляным выключателем МКП-160Д.

1—с дополнительными дисками в количестве 21—23 шт.; 2—характеристика РЗСН-110.

лением в 6 000—4 000 Ω на фазу ограничивает наибольшую разность потенциалов между контактами до 1,1—0,9 U_ϕ соответственно. По опытам в США [Л. 2] при выключении 230-кВ холостой линии длиной в 320 км масляным выключателем с шестью разрывами на фазу перенапряжения были снижены до 1,5 U_ϕ применением шунтирующих сопротивлений в 3 000 Ω на фазу.

Для выключателя МКП-160Д шунтирующее сопротивление в 6 000—5 000 Ω на фазу было бы вполне достаточно. Однако, следует отметить, что камеры выключателя МКП-160Д менее приспособлены для шунтирования, чем новейшие типы камер [Л. 2], главным образом, по неудобству их формы и вследствие относительно малых скоростей выключения и включения. Общее время нахождения шунтирующего сопротивления под напряжением (под током) при выключении или включениях для МКП-160Д может быть оценено в 0,08 сек. Это большое время действия и условия ограничения нагрева приводят к достаточно громоздким конструкциям шунтирующих сопротивлений.

Большая целесообразность применения шунтирующих сопротивлений выдвигает настоятельное требование о необходимости пересмотра конструкции камер в направлении значительного увеличения скоростей выключения и включения, по крайней мере для тех выключателей типа МКП, которые в процессе эксплуатации должны будут выключать холостые линии.

В отношении облегчения конструкции шунтирующего сопротивления большой интерес представляют камеры со многими разрывами и с одновременным расхождением контактов у всех разрывов [Л. 2].

Задача выключателей типа МКП-160Д, находящихся в эксплуатации, может быть осуществлена также применением специальных разрядников, снижающих коммутационные перенапряжения на выключаемой холостой линии, но не вызывающих опасных токов короткого замыкания при работе. Для этой цели пригодны специальные вентильные разрядники, грубчатые разрядники с последовательно включенными сопротивлениями или с раздельными заземлителями

ми с достаточно высокими сопротивлениями заземления, ограничивающими ток короткого замыкания до безопасных для выключателя пределов. Разрядное напряжение этих специальных разрядников должно быть малым, по крайней мере меньшим на величину фазового напряжения от разрядного напряжения аппаратов защиты от атмосферных перенапряжений, установленных на отключаемой холостой линии и от разрядного напряжения изоляции проводов линии по отношению к земле.

В качестве опыта защиты выключателя МКП-160Д нами был применен переконструированный вентильный разрядник типа РЗСН-110. Разрядное напряжение его было снижено до 160—180 kV_{eff} уменьшением количества искровых промежутков до $18 \times 4 = 72$ единичных промежутков, вместо нормальных $24 \times 4 = 96$ промежутков. Для обеспечения же надежного гашения дуги сопровождающего тока промышленной частоты количество тиристорных дисков в каждой фазе было увеличено на 21—23 шт. Вольтамперная характеристика этого разрядника приведена на рис. 13. Сопровождающий ток равен 20—7A_{max} для 140—100 kV_{max} соответственно.

Как показывает приближенный расчет, при срабатывании этого разрядника, установленного у начала холостой линии, длиной в 100 км, начальный потенциал линии в 250 kV (разрядное напряжение разрядника) весьма интенсивно падает и спустя 0,01 сек.—к моменту последующего повторного зажигания, он практически падает до нуля. Таким образом, этот специальный разрядник ограничивает перенапряжения на линии при ее выключении вхолостую до величины 250 kV_{max}.

Для проверки надежности действия этого специального разрядника и его термической стойкости при срабатывании от коммутационных перенапряжений он был подвергнут испытанию при выключении 110-кВ холостой линии длиной в 95 км масляным выключателем МКП-160Д. Разрядник был подключен к одному из концов холостой линии. Было произведено 28 выключений этой холостой линии; при этом 23 раза линия выключалась с того конца, к которому был подключен разрядник, а 5 раз — с противоположного конца. За все время опытов только один раз (в последнем случае) сработала средняя фаза разрядника. Все фазы разрядника вели себя вполне надежно.

Весьма любопытно отметить, что при включенном разряднике величины коммутационных перенапряжений на холостой линии, вообще говоря, оказались меньше, чем без этого разрядника, хотя разрядник не срабатывал (рис. 10). Особенно эта разница заметна в области больших величин перенапряжений. Повидимому, это дополнительное действие разрядника без его срабатывания обусловлено проводимостью сопротивлений, шунтирующих искровые промежутки разрядника.

Заключение. 1. В сетях высокого напряжения с заземленной нейтралью выключение холостых линий связано с опасностью разрушения камеры дутья и других элементов отключающего масляного выключателя.

2. Разрушение камер дутья и других элементов масляного выключателя, в частности выключателя МКП-160Д, при выключении холостых линий происходит вследствие внезапного наложения тока короткого замыкания после того, как контакты выключателя успели разойтись на достаточное расстояние. Такое наложение тока короткого замыкания обусловлено возникновением однофазных замыканий проводов холостой линии в процессе ее выключения вследствие срабатывания трубчатых разрядников или перекрытия ослабленной изоляции (наличие дефектных воляторов, загрязнение и пр.) от коммутационных перенапряжений.

3. Для выключателя МКП-160Д безопасный ток короткого замыкания при указанных выше благоприятных обстоятельствах и длительности до 0,01 sec. лежит в пределах до 3 000 A_{max}.

4. Разрядные токи повторных зажиганий при выключении холостой линии для выключателя МКП-160Д не опасны.

5. Для защиты выключателей необходимо предотвратить возможность перекрытия изоляции линии или срабатывания трубчатых разрядников и коммутационных перенапряжений. В частности, для защиты выключателя МКП-160Д при выключении им холостой линии уровень изоляции линии должен иметь величину не ниже $5 U_{\phi}$, а внешний промежуток трубчатых разрядников 40—50 см.

6. Для повышения эксплуатационной надежности и полного исключения возможности аварий с выключателями МКП-160Д при выключении холостой линии целесообразно камеры дутья шунтировать сопротивлением величиной 6 000—4 000 Ω на фазу. Для облегчения конструкции шунтирующих сопротивлений желательно применение камер со многими разрывами и большими скоростями выключения.

7. Защита выключателей МКП-160Д, находящихся в эксплуатации, может быть осуществлена также применением специальных разрядников, снижающих коммутационные перенапряжения на выключаемой холостой линии, но не вызывающих при своем срабатывании опасных токов короткого замыкания. Для этой цели, например, может быть использован вентильный разрядник с пониженным разрядным напряжением до 2,5 U_{ϕ} и с пониженным значением сопровождающего тока рабочей частоты до 20—15 A_{max} при 141 kV_{max}.

Литература

1. А. Х. Поллард. Применение шунтированных выключателей при разрыве цепей высокого напряжения. Изд. Международной конференции по сетям высокого напряжения. Париж, 1946.

2. Ганд, Бене, Петерсон. Уничтожение опасности от коммутационных перенапряжений в высоковольтных масляных выключателях. Журнал El. Eng., февраль, 1943.

3. Производство измерений коммутационных перенапряжений на 110-kV линии и обследование поведения масляного выключателя МКП-160Д при этих условиях. Отчеты ВЭИ, 1941 и 1944.



Метод расчета защиты генераторов от замыкания на землю

Инж. А. Б. БАРЗАМ

Москва

Введение. Широкое применение для защиты генераторов от замыкания на землю имеют защиты максимальной мощности, реагирующие на мощность нулевой последовательности. Анализу работы таких защит, выбору их рациональной схемы и методам настройки посвящено большое число исследований [Л. 1—10]. Однако, несмотря на многолетнюю эксплуатацию, еще и теперь нередки случаи ложной работы защиты. Происходят они вследствие сложности защиты, неудовлетворительной ее эксплуатации и неправильно выбранных параметров.

Описываемый способ расчета защит генераторов от замыкания на землю аналогичен способу расчета защиты от замыкания на землю в сетях с малым током замыкания на землю [Л. 7, 10].

Вопросы изменения схем и типов защит от замыкания на землю генераторов для увеличения надежности действия (например, допустимая степень загрубления, установка токовой защиты, увеличение тока при замыканиях на землю и ускорение действия защиты и т. п.) в данной работе не рассматриваются, так как являются самостоятельной темой.

Схема защиты. Рассматривается защита генераторов при помощи реле максимальной мощности чисто косинусного типа. Реле включено на мощность нулевой последовательности. Предусматривается торможение для уменьшения влияния токов небаланса. Анализируются четыре схемы защиты генераторов—*a*, *b*, *c* и *d*, приведенные на рис. 1: *a*—защита при заземлении нулевой точки системы через активное сопротивление вне защищаемой зоны; *b*—при заземлении нулевой точки генератора и осуществлении торможения от вторичного тока трансформаторов тока, соединенных в фильтр токов нулевой последовательности; *c*—при заземлении нулевой точки генератора и осуществлении дифференциальной защиты максимальной мощности с торможением [Л. 6]; *d*—при заземлении нулевой точки генератора и осуществлении торможения при замыканиях на землю вне защищаемой зоны за счет разных коэффициентов трансформации трансформаторов тока в цепи заземления нулевой точки генератора и внешних.

Схема *a*. Зависимость тока срабатывания защиты от напряжения на клеммах реле $i_{cp} = f(U_p)$ определяется вольтамперной характеристикой 3 (рис. 2). Ординаты кривой 3 равны сумме ординат кривой 1 и прямой 2:

Излагаемый метод расчета защиты генераторов от замыкания на землю позволяет достаточно просто и наглядно выбирать параметры и производить сравнение различных типов защиты. Приводится также способ экспериментального определения величин токов небаланса и коэффициентов отсоса трансформаторов тока, необходимых для настройки и расчета защиты.

$$i_{cp} = \frac{1}{b} \frac{P_{p.m.}}{U_{\max}} + b \frac{U_{\max}}{r_d} (1 - \eta_a). \quad (1)$$

Кривая 1 показывает изменение тока срабатывания реле максимальной мощности, прямая 2—изменение токового тока в зависимости от напряжения на реле при замыканиях на землю.

В выражении (1):

$P_{p.m.}$ —мощность срабатывания реле максимальной мощности;

r_d —величина добавочного сопротивления;

η_a —коэффициент отсоса в трансформаторы тока;

U_{\max} —напряжение на клеммах реле при металлическом замыкании на землю на клеммах генератора;

$b = \frac{U_p}{U_{\max}}$ —коэффициент полноты замыкания на землю.

При замыканиях на землю вне защищаемой зоны через переходное сопротивление R_n

$$b = \frac{R_3}{R_3 + R_n}. \quad (2)$$

Если величина заземляющего сопротивления R_3 значительно меньше величины переходного сопротивления R_n ($R_3 \ll R_n$),

$$b \approx \frac{R_3}{R_n}. \quad (3)$$

При металлическом замыкании на землю в защищаемой зоне

$$b \approx a, \quad (4)$$

где a —часть витков обмотки генератора от нулевой точки до места металлического замыкания на корпус.

Кривая 3 имеет характерную особенность: ординаты минимального значения равняются удвоенной величиной ординаты точки L (рис. 2)—точки пересечения гиперболы 1 и прямой 2.

Указанная особенность легко выявляется исследованием экстремального значения функции по уравнению (1)

¹ Индекс *a* совпадает с обозначением соответствующей схемы на рис. 1.

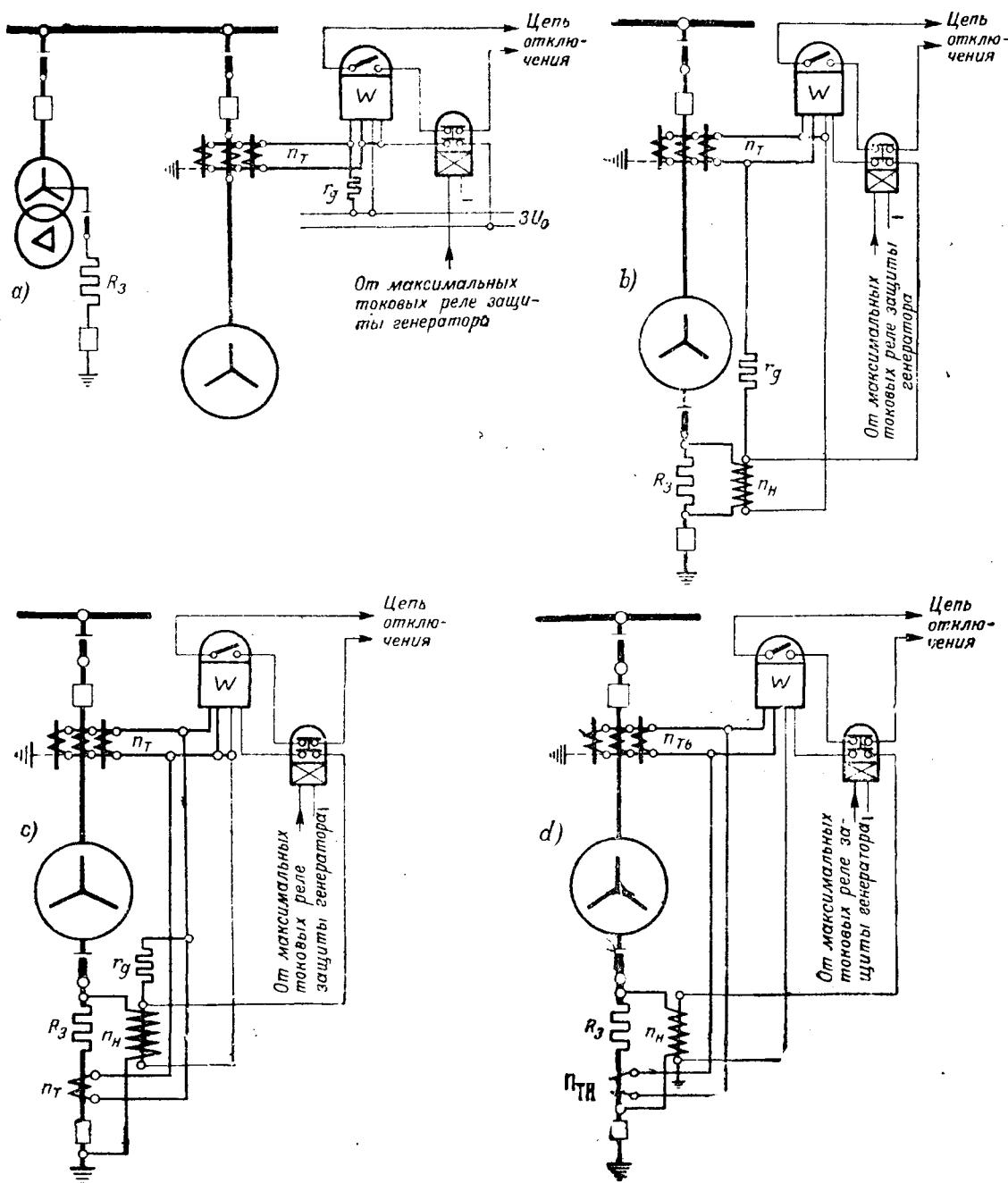


Рис. 1. Варианты защиты генератора от замыкания на землю.

При $b = b_{\min}$

$$\frac{P_{p.m.}}{b_{\min} U_{\max}} = \frac{b_{\min} U_{\max}}{r_d} (1 - \eta_a) = 0,5 i_{cp \min}. \quad (5)$$

Минимальное значение $i_{cp \min}$ не должно быть меньше тока небаланса в цепи реле. Направление тока небаланса принимается при этом в сторону создания вращающего момента реле:

$$i_{cp \min} = k i_{nb},$$

где

$$k > 1; k \approx 1,2 \div 1,4. \quad (6)$$

Величина тока, создаваемого при замыкании на землю за счет заземления нулевой точки системы через активное сопротивление, определяется из рассмотрения работы защиты при повреждениях в защищаемой зоне. Принимается, что ток небаланса создает тормозной момент реле. Величина тока замыкания на землю должна быть минимальной, но достаточной для того, чтобы обеспечить

действие защиты с требуемой расчетной чувствительностью $a_{расч} = b_{расч}$.

Удовлетворить этому условию можно, если: а) выбрать характеристику срабатывания защиты (кривая 3, рис. 2) так, чтобы ее минимальное значение $i_{cp \min}$ было при расчетной полноте замыкания на землю, т. е. чтобы $b_{\min} = b_{расч}$ и б) провести характеристику тока, подводимого к реле при замыканиях на землю в защищаемой зоне (прямая 4, рис. 2), через точки O' ($0; -i_{nb}$) и $K(b_{расч} U_{\max}; i_{cp \min})$, т. е. обеспечит при замыкании на землю на границе чувствительности защиты ток в реле,

$$i_d \text{ при } U_d = b_{расч} U_{\max} = \\ i_{cp \min} = \frac{I_{3 \max}}{n_m} \left(\frac{b_{расч} U_{\max}}{U_{\max}} \right) (1 - \eta_a) - i_{nb},$$

где $I_{3 \max} = \frac{U_{\max} n_m}{R_3}$ — максимальное значение тока замы-

Для защиты по схеме *b* величина отрезка *A'D* определяет значение

$$(1 - \eta_s) \frac{U_{\max}}{r_d} = \frac{i_{\text{нб}}}{b_{\text{расч}}} (0,5k + 1) \quad (16)$$

(треугольник *O'LM* подобен треугольнику *O'A'D*).

Из (15) и (16)

$$\frac{I_{3 \max}}{n_m} = \frac{i_{\text{нб}}}{b_{\text{расч}}} (k + 1) \frac{1}{1 - \eta_s}. \quad (17)$$

Из выражения (17) видно, что величина тока замыкания на землю, требующаяся для обеспечения работы защиты, по схеме *b* определяется тем же выражением, что и для защиты по схеме *a* [см. выражение (12)].

Однако, при осуществлении защиты по схеме *b* следует учитывать возможность уменьшения наклона токовой характеристики не только по причине отсоса в трансформаторы тока, но и вследствие уменьшения тока замыкания на землю из-за увеличения сопротивления заземляющего устройства, установленного в нулевой точке генератора, при длительном замыкании на землю вне защищаемой зоны. Как уже указывалось ранее, такое уменьшение наклона прямой 2 может обусловить неселективную работу защиты.

Таким образом, ток замыкания на землю, определенный по выражению (17), следует увеличить [Л. 4]:

$$I'_{3 \max} = \beta I_{3 \max}, \quad (18)$$

где β — коэффициент, учитывающий увеличение сопротивления при нагревании (для чугунных спиралей $\beta = 1,25 - 1,3$). По сравнению с защитой по схеме *a*, защита по схеме *b* требует больший ток замыкания на землю на 25 — 30%.

Схема *c*. Схема представляет собой дифференциальную защиту максимальной мощности нулевой последовательности с торможением [Л. 6]. Вольтамперная характеристика защиты и расчетные формулы такие же, как для защиты по схеме *a*. Отличие заключается только в том, что коэффициент отсоса для защиты по схеме *c* (η_c) больше, чем коэффициент отсоса в защите по схеме *a* (η_a).

При холостом ходе генератора

$$(1 - \eta_c) \approx 0,75 \frac{(1 - \eta_a)}{1 - 0,25(1 - \eta_a)}. \quad (19)$$

Следовательно, защита по схеме *c* грубее защиты по схеме *a*.

Схема *d*. Расчет защиты аналогичен расчету защиты по схеме *b* (рис. 4).

Уравнение характеристики защиты при замыканиях на землю вне защищаемой зоны (кривая 3):

$$i_p = \frac{1}{b} \frac{P_{p.m.}}{U_{\max}} + b \left(\frac{I'_{3 \max}}{n_{m.v}} - \frac{I'_{3 \max}}{n_{m.h}} \right) (1 - \eta_d), \quad (20)$$

где $n_{m.v}$ и $n_{m.h}$ — коэффициент трансформации внешних и нижнего трансформаторов тока; β — коэффициент, учитывающий увеличение сопротивления заземляющего устройства при нагревании.

В соответствии с изложенным ранее имеем:

$$\frac{1}{b_{\text{расч}}} \frac{P_{p.m.}}{U_{\max}} = b_{\text{расч}} \frac{I'_{3 \max}}{\beta} \left(\frac{1}{n_{m.v}} - \frac{1}{n_{m.h}} \right) (1 - \eta_d) = 0,5k i_{\text{нб}}. \quad (21)$$

При замыкании в защищаемой зоне тормозной ток от внешних трансформаторов тока отсутствует, и характеристика срабатывания защиты соответствует характеристике срабатывания реле максимальной мощности (кривая 1 рис. 4).

Ток замыкания на землю для обеспечения действия защиты с требуемой чувствительностью при учете прямо противоположного направления тока небаланса по отношению к направлению тока замыкания на землю определяется прямой *O'L* — прямая 4 (рис. 4).

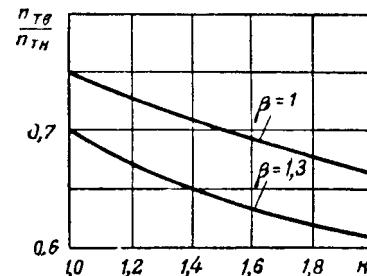


Рис. 5. Соотношения между коэффициентами трансформации трансформаторов тока в схеме *d* рис. 1.

Из рис. 4 следует, что отрезок *A'D* для защиты, выполненной по схеме *d*, равен

$$(1 - \eta_d) \frac{I'_{3 \max}}{n_{m.h}} = \frac{i_{\text{нб}}}{b_{\text{расч}}} (0,5k + 1) \quad (22)$$

(треугольник *O'LM* подобен треугольнику *O'A'D*).

Выражение (21) при учете (22) можно преобразовать так:

$$\begin{aligned} \frac{I'_{3 \max}}{n_{m.v}} &= \frac{0,5k i_{\text{нб}} \beta}{b_{\text{расч}} (1 - \eta_d)} + \frac{I'_{3 \max}}{n_{m.h}} = \\ &= \frac{i_{\text{нб}}}{b_{\text{расч}} (1 - \eta_d)} [0,5k (\beta + 1) + 1]. \end{aligned} \quad (23)$$

Из (22) и (23) легко определить соотношение между коэффициентами трансформации внешних и нижнего трансформаторов тока (рис. 5):

$$\frac{n_{m.v}}{n_{m.h}} = \frac{0,5k + 1}{0,5k (\beta + 1) + 1} \text{ или } \frac{n_{m.v}}{n_{m.h}} = 1 + \frac{k}{k + 2} \beta. \quad (24)$$

Если при внешних замыканиях на землю можно не учитывать уменьшения тока из-за нагрева заземляющего сопротивления ($\beta = 1$), то

$$\frac{I'_{3 \max}}{n_{m.v}} = \frac{I_{3 \max}}{n_{m.v}} = \frac{i_{\text{нб}}}{b_{\text{расч}}} (k + 1) \frac{1}{1 - \eta_d} \quad (23')$$

и

$$\frac{n_{m.v}}{n_{m.h}} = \frac{0,5k + 1}{k + 1}. \quad (24')$$

Поскольку в схему защиты *d* входит четыре трансформатора тока, коэффициент отсоса η_d больше коэффициента отсоса η_a или η_s .

При холостом ходе генератора:

$$(1 - \eta_d) \approx 0,75 \frac{(1 - \eta_a)}{1 - 0,25(1 - \eta_a)}. \quad (25)$$

Задача по схеме *d* оказывается несколько грубее, чем защита по схеме *b*.

Экспериментальное определение тока небаланса и коэффициента отсоса. Из приведенного выше анализа следует, что правильная настройка защиты возможна, если известен ток небаланса и коэффициент отсоса трансформаторов тока.

Задаваемые или рассчитываемые значения этих величин при проектировании имеют ориентировочный характер. Замеры измерительными приборами не всегда соответствуют действительности, с одной стороны, включение прибора вносит изменение в токораспределение, с другой

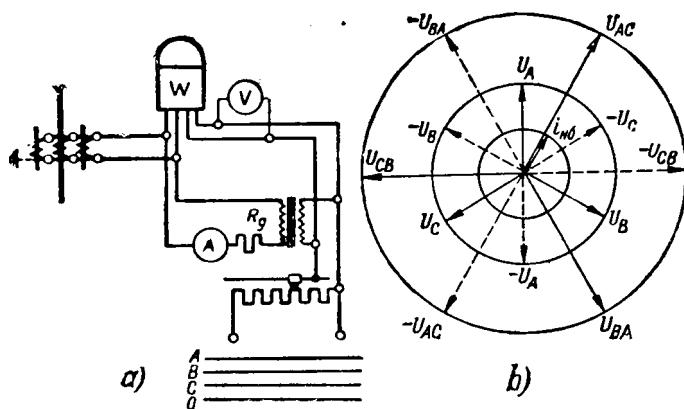


Рис. 6.

а — измерение тока небаланса и коэффициента отсева; б — токи и напряжения, подводимые к реле при опыте.

стороны, прибор может учесть гармонические составляющие высших порядков тока небаланса, не оказывающих идентичного влияния на работу реле максимальной мощности (например, при отсутствии соответствующих составляющих в цепи напряжения).

Ниже излагается метод замера токов небаланса и коэффициентов отсева, предложенный И. К. Чепель и оправдавший себя в эксплуатации [Л. 8, 9]. В качестве измерительного прибора достаточным является один вольтметр. Сущность способа заключается в следующем.

Снимается постоянный ток с отключающих цепей защиты от замыкания на землю. Реле максимальной мощности остается приключенным к трансформаторам тока, а цепь напряжения отсоединяется от трансформаторов напряжения. К реле максимальной мощности подается через добавочное сопротивление R_d ток, по величине соответствующий току, подводимому при замыканиях на землю в защищаемой зоне.

Испытания выполняются по схеме а рис. 6. Для разделения цепей тока и напряжения используется добавочный трансформатор. Направление фазы тока, трансформируемого в токовую обмотку реле, совпадает с фазой напряжения. Последнее подается через потенциометр, поочередно присоединяемый на напряжения U_{AB} , U_{BA} , U_{BC} , U_{CB} , U_{CA} , U_{AC} , U_{AO} , U_{OA} , U_{BO} , U_{OB} , U_{CO} , U_{OC} . Движок потенциометра передвигается до тех пор, пока реле не замыкает контакт³.

По вольтметру отмечается максимальная и минимальная величины напряжения срабатывания. Эти величины оказываются разными и зависят от того, на какие напряжения подключен потенциометр.

Пусть вектор тока небаланса соответствует показанному на рис. 6, б. Тогда при подводе напряжения U_{AC} величина напряжения, требующаяся для срабатывания реле, будет наименьшая U'_{\min} . При подводе напряжения $U_{CA} = -U_{AC}$ величина напряжения будет наибольшая U'_{\max} .

³ При затруднении подвода фазовых напряжений возможно ограничить пересоединение потенциометра только к междуфазовым напряжениям.

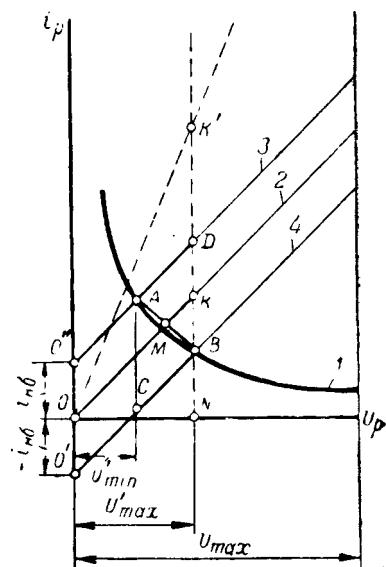


Рис. 7. Графическое построение для определения тока небаланса и коэффициента отсева.

На рис. 7 эти напряжения отложены по оси абсцисс. Характеристика реле — кривая 1 — определяется нормальным испытанием реле. Если бы ток небаланса отсутствовал, ток в реле при замыканиях на землю характеризовался бы прямой 2. При совпадении вектора тока небаланса с током, обусловливающим действие реле, — ток в реле характеризуется прямой 3. При противоположном направлении тока небаланса ток в реле характеризуется прямой 4, параллельной прямой 3, но проходящей не через точку O' , а через точку O (рис. 7).

Напряжения срабатывания U_{\min} и U'_{\max} соответствуют абсциссам точек A и B . Четырехугольник $ADBC$ является параллелограммом.

Прямая OK , характеризующая ток в реле без учета тока небаланса, проходит через точку M , расположенную на середине диагонали параллелограмма $ADBC$.

Из рис. 7 видно, что отрезок $KB = KD$ равен величине тока небаланса. От истинного значения определенный указанным образом ток небаланса может отличаться на величину до 4%:

$$\frac{i_{\text{нб.действ}}}{i_{\text{нб.опыт}}} = \frac{1}{\cos 15^\circ} = 1,04. \quad (26)$$

Полный ток, затекающий в цепь реле — трансформаторы тока, определяется показаниями амперметра (рис. 6). При его отсутствии этот ток может быть определен из выражения

$$i_3 = \frac{U_d}{R_d}, \quad (27)$$

где U_d — напряжение на вторичной стороне добавочного трансформатора, а R_d — величина добавочного сопротивления.

Пусть характеристика полного тока на рис. 7 будет прямая OK' . Отсос тока в трансформаторы тока в масштабе рис. 7 выразится отрезком KK' (при полноте замыкания на землю,

соответствующей $b = \frac{U_{\max}}{U_{\min}}$). Следовательно, коэффициент отсоса может быть определен отношением

$$\eta = \frac{KK'}{K'N}.$$

Из приведенных выше рассуждений и рассмотрения рис. 7 видно, что определение тока небаланса и коэффициента отсоса графически весьма просто. Для этого надо лишь по данным опыта найти угол наклона прямой OK и произвести описанные выше несложные вычисления. Для проведения прямой OK надо замерить U_{\min} и U_{\max} , найти точки A и B , соединить их и провести прямую OK через точку M — середину прямой AB и начало координат.

Выводы. 1. Приведенный в данной работе метод сводит расчет защиты генераторов от замыкания на землю к тем же способам, какие используются для расчетов защит максимальной мощности нулевой последовательности или нулевой последовательности тока, устанавливаемых в сетях с малым током замыкания на землю [Л. 7].

2. Расчет защиты описанными способами прост и нагляден. Математические соотношения получаются непосредственно из построения и соответствуют оптимальным условиям. Метод применим как для одиночно работающего генератора с заземленной через активное сопротивление нулевой точкой, так и для нескольких параллельно работающих на генераторном напряжении машин [Л. 10].

3. Для расчета защиты от замыкания на землю требуется знание величин токов небаланса трансформаторов тока и коэффициента отсоса. Наиболее просто производить определение этих величин методом непосредственного измерения с помощью реле, входящего в схему защиты.

4. Наиболее чувствительной является защита по схеме a ; следующая по чувствительности — схема c , несколько угрублена из-за увеличенного коэффициента отсоса.

В защитах по схемам b и d дополнительное загрубление получается из-за необходимости учитывать для предотвращения неселективных отключений уменьшение тока замыкания на землю при замыканиях вне зоны защиты вследствие нагревания заземляющего сопротивления.

Автор считает долгом отметить ценные замечания, полученные им от А. М. Федосеева и П. Ф. Юрковой при просмотре ими настоящей работы.

Литература

1. Н. Ф. Марголин и Н. И. Шиферсон. Защита генераторов и агрегатов генератор-трансформатор. Энергоиздат, 1932.
2. А. М. Федосеев и А. А. Фильшинский. Включение в работу и эксплоатация защит генераторов на электростанциях СССР за период 1929—1933 г. Эл. станции, № 9, 1933.
3. А. М. Федосеев. Токораспределение в схемах защит с учетом импедансов трансформаторов тока. Эл. станции, № 11, 1934.
4. М. Ф. Костров, И. И. Соловьев, А. М. Федосеев. Основы техники релейной защиты. Госэнергоиздат, 1944.
5. К. И. Кожевников. Вариант аналитического расчета защиты от замыканий на землю с выбором оптимальной установки реле мощности. Эл. станции, № 7, 1946.
6. В. А. Сатаров. Схема защиты от замыканий на землю генераторов. Работа Мосэнерго, 1940.
7. А. Б. Барзам. Расчет защиты от замыканий на землю в сетях с малым током замыкания на землю. Теплоэлектропроект, 1940.
8. И. К. Чепель. Определение тока небаланса и коэффициента отсоса трансформаторов тока в схемах земляной защиты генераторов с помощью реле максимальной мощности. Сборник материалов по обмену опытом в энергосистемах Главуралэнерго. Металлургиздат, 1945.
9. Б. Я. Привалов. Наладка защиты машин от замыканий на землю с реле максимальной мощности. Эл. станции, № 10, 1946.
10. Руководящие указания по релейной защите. Проект. Теплоэлектропроект, 1946.



Из научно-исследовательских работ

АВТОРЕФЕРАТЫ

Влияние заземления нейтрали сетей низкого напряжения на условия безопасности

Кандидат техн. наук Л. П. ПОДОЛЬСКИЙ

Москва

Вопрос о значении заземления нейтрали низковольтных сетей возник впервые в 1925 г. при введении в СССР четырехпроводной системы распределения энергии трехфазным током на напряжение 380/220 В. В то время предполагалось, что глухое заземление нейтрали уравнивает условия безопасности в этих сетях с условиями в сетях с изолированной нейтралью напряжением 3×220 В. Автор доказал [Л. 1], что такое заземление в очень многих случаях не только не приводит к благоприятным результатам, но даже ухудшает условия безопасности. Однако, многие моменты, относящиеся к этому вопросу, остались неясными.

Во время дискуссии подвергалась сомнению актуальность данной темы. Основанием для этого прежде всего явилось довольно распространенное еще и в настоящее время мнение, которое Еллинеком было сформулировано в весьма категорической форме, — «Все напряжения одинаково опасны».

Автор [Л. 2, гл. II] показал, что этот тезис находится в противоречии с данными экспериментов и что величина напряжения играет весьма серьезную роль, так как в пределах диапазона так называемых низких напряжений существуют критические точки («пороги»), на границе которых имеют значение даже относительно незначительные изменения напряжения.

Указывалось далее, что влияние заземления нейтрали на условия безопасности оказывается лишь в случае непосредственных прикосновений к токоведущим частям и что оно не может быть большим, так как требования электротехнических правил направлены к тому, чтобы надежно предотвращать такие прикосновения. Однако, из статистических данных следует [Л. 2, гл. I], что число несчастных случаев со смертельным исходом, происходящих из-за непосредственных прикосновений к токоведущим частям, составляют не менее 70% от общего числа смертельных несчастных случаев.

Сопротивление человеческого тела. Известно, что сопротивление человеческого тела изменяется в пределах от сотен до многих десятков тысяч ом. Оно зависит от состояния кожи, телосложения, длительности прикосновения и от очень

многих других факторов. Однако, токи поражения в пределах диапазона, при котором возникают даже только легкие поражения, могут иметь место лишь при условии, когда кожа человека в месте прикосновения его к токоведущим частям пробита, что всегда сопровождается резким понижением сопротивления тела. Поэтому интересующий нас диапазон сопротивлений тела человека не столь велик. Он находится в пределах 600—4 500 Ω , причем диапазон, наиболее вероятный, составляет всего лишь 1 500—3 200 Ω [Л. 2, гл. III].

Заслуживает внимания, что в помещениях сырых и им подобных самое большое начальное сопротивление тела не может защитить от тяжелых поражений, так как в этих условиях падение напряжения между внутренней и наружной поверхностями кожи настолько велико, что кожа пробивается, после чего сопротивление тела резко падает.

Математический анализ. [Л. 2, гл. V]. Влияние заземления нейтрали на величину тока поражения даже в одной и той же сети в различных случаях различно, оно зависит:

а) от величины суммарного сопротивления пути тока через тело, обувь и пол в землю; от сопротивлений изоляции отдельных фаз; пресети, обладающей емкостью, — от того, которая из двух фаз, упреждающая фазу, которой коснулся человек, на 120° или же на 240° , обладает большим сопротивлением изоляции;

б) число фаз, прикосновение к которым при незаземленной нейтрали может оказаться более опасным, чем при заземленной, никогда не превышает двух; наоборот, весьма вероятны такие режимы изоляции и такие величины сопротивлений пути тока через тело, при которых в случае прикосновений к любой из трех фаз преимущество будет за вариантом изолированной нейтрали;

в) для каждого режима изоляции и для прикосновения к каждой из фаз может быть вычислено такое значение сопротивления пути тока через тело, при котором величина тока поражения не зависит от того, заземлена ли нейтрали или изолирована (критическое сопротивление); при сопротивлениях пути тока через тело, мень-

ших критического, более безопасна система с изолированной нейтралью, в остальных случаях система с заземленной нейтралью; отсюда следует, что заземление нейтрали имеет тенденцию оказывать вредное действие в случаях, когда условия поражения и без того тяжелы;

г) наличие большой емкости (кабельные сети, сети, выполненные проводами в железных трубах) приводит при незаземленной нейтрали к существенному снижению тока поражения, но не влияет на величину этого тока — в сетях с незаземленной нейтралью; таким образом, наличие емкости в известной степени снижает преимущества сетей с изолированной нейтралью;

д) на основе анализа автором предложена новая система распределения энергии, при которой емкость низковольтной сети компенсируется путем заземления нейтрали через индуктивное сопротивление (принцип катушки Петерсена); компенсация существенно улучшает условия безопасности (см. ниже).

Условия пожарной безопасности [Л. 2, гл. IX]. Распространено мнение, что в отношении пожарной безопасности сети с незаземленной нейтралью имеют преимущество перед сетями с нейтралью, заземленной наглухо. Отметим, что с точки зрения опасностей, связанных с перегрузкой проводов или с короткими замыканиями, обе системы равнозначны. Таким образом, остается рассмотреть лишь свойства каждой из сравниваемых систем при нарушении изоляции между токоведущими частями и горючими частями зданий. Однако, воспламенение зданий, как правило, вызывается не джоулем теплом, а дугами или искрами, возникающими в большинстве случаев при пробое загрязненных воздушных промежутков. Опасность в значительно большей степени определяется напряжением, чем величиной сопротивления цепи утечки. В сетях с незаземленной нейтралью максимально возможное значение этого напряжения в $\sqrt{3}$ раз больше, чем при нейтрали, наглухо заземленной, и поэтому эта последняя система по меньшей мере не уступает системе с изолированной нейтралью.

Заземление нейтрали трехпроводных трехфазных силовых сетей. Многочисленность и противоречивость факторов, влияющих на величину токов поражения, не позволяет найти не только общего, но даже частного решения данной проблемы с помощью одного только математического анализа. Автором был намечен экспериментальный метод, который может быть назван «методом искусственной статистики». Он заключается в том, что при посредстве сопротивлений, замещающих сопротивление пути тока через тело, в течение длительного срока, и при том регулярно, осуществляются модели несчастных случаев и определяются величины «токов поражения». Обследования по этому принципу были осуществлены Всесоюзным научно-исследовательским институтом охраны труда (ВНИОТ) на четырех московских заводах.

Полученные данные позволили построить кривые изменения величин токов поражения на данном предприятии в функции времени для разных величин сопротивлений пути тока через тело («кривые опасности») и распределить «несчастные случаи» по степеням тяжести. При этом на всех четырех заводах выявилась некая величина сопротивления пути тока через тело, находящаяся в пределах 4 000—5 000 Ω и характеризующаяся тем, что если бы все поражения людей происходили при этом сопротивлении, то статистика несчастных случаев дала бы примерно одинаковые результаты, независимо от того, заземлена ли нейтраль наглухо или изолирована. Эту величину, относящуюся к длительному режиму и к прикоснениям, равномерно распределенным между всеми тремя фазами, автор назвал «эксплоатационным» значением критического сопротивления в отличие от просто «критического сопротивления», относящегося к единичному прикосновению [Л. 2, гл. XI]. При среднем сопротивлении пути тока через тело, большим критического эксплоатационного, можно в первом приближении считать, что преимущество имеет система с заземленной нейтралью, в противном случае — система с незаземленной нейтралью. Из кривых опасности легко видеть, что величины токов поражения сравнительно немного отличаются от среднего значения, если только выделить отдельно режим замыкания на землю одной из фаз, длительность которого согласно произведенным обследованиям близка к 10% времени эксплоатации.

Однако данное обследование указывает лишь путь для решения проблемы. Оно учитывает только вероятность прикосновений к каждой из трех фаз, но не учитывает степени вероятности прикосновений с различными величинами сопротивлений пути тока через тело, с различными режимами изоляции сети как в отношении величины этих сопротивлений, так и в отношении порядка чередования фаз (см. выше).

Автор поставил себе задачей получить для сравниваемых режимов нейтрали такие данные, которые позволили бы с помощью графоаналитического метода построить не единичные «кривые опасности», относящиеся к каждому отдельному сопротивлению пути тока через тело, но единую «кривую опасности», синтезирующую вероятность различных комбинаций факторов, от которых зависит величина тока поражения. Только такая кривая является ключом к полному разрешению проблемы заземления нейтрали. Далее, за основу должны выбираться исходные данные, являющиеся типичными для данного рода промышленности. Такие данные следует выявлять путем обследования ряда сетей, а не одной только сети. Необходимо установить характеристические удельные показатели сопротивлений изоляции и емкостных сопротивлений (на 1 kVA или на 1 приемник), средние соотношения между сопротивлениями изоляции различных фаз, а также вероятные диапазоны сопротивлений пути тока через подошву обуви и пол в землю, характеристики для данных производственных условий. Наконец, необходимо установить методологию для правильного учета величины сопротивления тела человека, поскольку оно зависит от ряда эксплоатационных факторов.

План соответствующих обследований и методология их были разработаны автором [Л. 2, гл. XII]. Обследования были выполнены Московской проектной конторой треста «Центрэлектромонтаж» на предприятиях металлопромышленности, в основном на автозаводе им. Сталина (ЗИС).

Графоаналитические расчеты были выполнены для двух объектов [Л. 2, гл. XIV].

Первым объектом являлся один из цехов завода, который по характеру среды и по степени разветвленности сети (она питается от подстанций с трансформатором мощностью 560 kVA) является характерным для металлопромышленности. Анализ кривых опасности, построенных для каждого из сравниваемых режимов нейтрали, дал следующие результаты. Число смертельных поражений по отношению к общему числу несчастных случаев составляет при наглухо заземленной и изолированной нейтрали соответственно 9 и 9,7%, а при нейтрали, заземленной через компенсирующую катушку, только 0,7% (!); для тяжелых поражений соответственно 24, 15,9 и 13%, а для поражений средней тяжести — 38,7, 44 и 24%. Вариант заземления через компенсирующую катушку имеет, кроме

того, существенное преимущество перед остальными вариантами также и в отношении величины среднего тока поражения, вычисленной отдельно для несчастных случаев каждой из степеней тяжести.

Вторым объектом являлась сеть другого металлообрабатывающего цеха, питавшегося от подстанции мощностью 3 000 kVA.

Сеть — весьма разветвленная и поэтому сопротивление изоляции ее нормально низкое. И в этом случае соотношение между указанными выше показателями травматизма в качественном отношении остаются те же, что для подстанции 560 kVA, хотя, как и следовало ожидать, преимущество изолированной нейтрали перед заземленной наглухо, а также заземленной через компенсирующую катушку перед двумя предыдущими при мощности 3 000 kVA, значительно меньше, чем при 560 kVA.

То обстоятельство, что при мощности 3 000 kVA, т. е. в условиях, наиболее благоприятных для заземленной нейтрали, все же она оказывается на последнем месте, позволяет сделать вывод, что для силовых трехфазных сетей в металлообрабатывающей промышленности можно принять единое стандартное решение, а именно: на первом месте стоят сети, заземленные через компенсирующую катушку, на втором — сети с изолированной нейтралью и на третьем — сети с наглухо заземленной нейтралью.

Нормально компенсация емкости дает столь благоприятный эффект, что при ее наличии показатели травматизма приходится рассматривать как принципиально иные.

Однако этот вывод отнюдь нельзя распространять на те отрасли промышленности, в которых условия среды значительно хуже, чем в металлообрабатывающей. В этих случаях должны быть выполнены специальные обследования, аналогичные описанным выше.

Некоторые исследователи добивались универсального решения проблемы заземления нейтрали, однако искать такое решение бесплодно.

Заземление нейтрали трехфазных четырехпроводных сетей, общих для силы и света. Для этих сетей описанная выше методология неприменима. Объясняется это следующими причинами:

1. Изоляция осветительных сетей значительно хуже, чем изоляция силовых сетей, что объясняется большой вероятностью повреждений в патронах и что подтверждается обследованиями, проведенными над четырьмя осветительными сетями завода ЗИС [Л. 2, гл. XII]. Уже одно это значительно снижает преимущества как изолированной нейтрали, так и нейтрали, заземленной через компенсирующую катушку.

2. Нейтральный провод четырехпроводных сетей, даже не имеющий специального заземле-

ния, не может рассматриваться как изолированный от земли. Это объясняется прежде всего тем, что напряжение нейтрального провода, поскольку это касается двухпроводных ответвлений осветительных сетей, в три раза превышает протяженность каждого из фазных проводов, причем к нейтральному проводу присоединено втрое больше ламповых патронов, чем к каждому из фазных проводов. Контролировать состояние изоляции нейтрального провода невозможно, так как он на своих разветвлениях не имеет выключателей. Нельзя также рассчитывать и на «самоочищение» нейтрального провода от замыканий на землю, так как напряжение его по отношению к земле нормально мало отличается от нуля. Все это приводит к тому, что не заземленный нейтральный провод, вскоре после начала эксплуатации сети, приобретает ряд случайных соединений с землей. При этих условиях надежное заземление нейтрали не может ухудшить условия безопасности людей. Вместе с тем такое заземление имеет преимущество с точки зрения пожарной безопасности, как предупреждающее возникновение земляных токов большой силы, которые могут протекать также по участкам нейтральных проводов малого сечения. Рассчитывать в этих условиях на защитные приборы не приходится, так как нейтральные провода четырехпроводных ответвлений не имеют предохранителей.

К числу прочих вопросов, относящихся к проблеме заземления нейтрали, относятся прежде всего: 1) заземление средней точки в установках для электролиза [Л. 2, гл. VII];

2) измерение сопротивления изоляции и емкости трехфазных сетей при режиме нормальной эксплуатации [Л. 2, гл. VIII].

Мы не имеем возможности в рамках автореферата рассмотреть эти вопросы.

Выводы по данной работе нашли отражение в § 16 утвержденных МЭС. Правил устройства заземлений в установках напряжением до 1 000 V.

Литература

1. Л. П. Подольский. Анализ условий безопасности в трехфазных сетях низкого напряжения. Электричество, № 4, 1927.
2. Л. П. Подольский. Влияние заземления нейтрали сетей низкого напряжения на условия безопасности. Госэнергоиздат, 1946.
3. Л. П. Подольский. Нужно ли заземлять нейтраль в установках низкого напряжения. Электричество, № 7, 1932.



Характеристики амплидинно-сельсинной синхронно-следящей системы

Кандидат техн. наук Д. А. ПОПОВ

Москва

Важнейшими параметрами, характеризующими качество работы следящего привода, являются величина угла рассогласования, динамическая устойчивость и быстродействие. Рассмотрим с этой точки зрения привод, компоновочная схема одного из элементов которого представлена на рис. 1.

Привод состоит из управляющего механизма, измерителя угла рассогласования (сельсины), усилителя, амплидина, двигателя с независимым возбуждением и рабочего механизма. Это по существу регулятор компенсационного типа с переменным заданием регулирования.

Для малых углов рассогласования, которым ограничиваются почти все реальные условия работы системы, имеет место пропорциональность между углом рассогласования α и напряжением на зажимах вторичной обмотки (обмотки ротора) сельсина приемника (U_{ex}). Так как рабочие участки электронных ламп прямолинейны и амплидин не насыщен, то эффективный намагничивающий ток в обмотке управления i_y и э. д. с. холостого хода E_3 амплидина также пропорциональны углу рассогласования. При больших углах рассогласования ток в обмотке управления и э. д. с. амплидина практически неизменны, что объясняется тем, что анодный ток электронных ламп достигает значения тока эмиссии, а также насыщением амплидина.

На рис. 2, б видно, что указанная выше пропорциональность соблюдается примерно до $\alpha = 0,5^\circ$. Начиная с $\alpha = 1,5^\circ$, i_y и E_3 практически не зависят от угла рассогласования. На рис. 2, а показана зависимость угла рассогласования α от статического момента M при неподвижной исполнительной оси, а также от скорости передачи привода при нескольких значениях момента нагрузки. Из характеристик видно, что указанные зависимости прямолинейны. На рис. 2, б пунктиром нанесены расчетные характеристики без учета момента от сил трения. Характеристики достаточно близки к экспериментальным. Коэффициент добротности привода (мощность привода порядка 0,5 kW), равный отношению скорости передачи к углу рассогласования, составляет приблизительно 615. Чтобы исключить возможность работы амплидина в качестве серийного генератора при выключенном обмотке управления, что для привода в данном случае недопустимо вследствие специфических условий его работы, амплидин выполнен недокомпенсированным, результатом чего и является увеличение угла рассогласования с увеличением момента нагрузки рабочего механизма.

Перейдем теперь к рассмотрению динамических характеристик привода. При некоторых допущениях переходные процессы в системе могут быть описаны дифференциальным уравнением четвертого порядка с постоянными коэффициентами [Л. 2]. Соответствующее характеристическое уравнение в данном случае как показали рас-

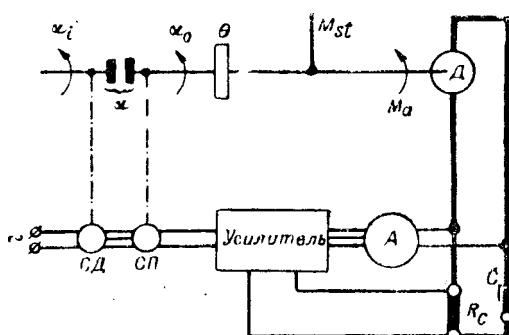


Рис. 1. Компоновочная схема амплидинно-сельсинной синхронно-следящей системы.

СД—сельсин передатчик; СП—сельсин приемник; А—амплидин; Д—двигатель; R_c и C —сопротивление и конденсатор стабилизирующего контура; α_i —угол поворота командной оси; α_o —угол рассогласования исполнительной оси; α —угол рассогласования между осями.

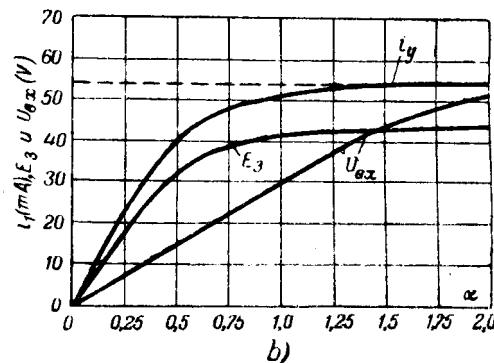
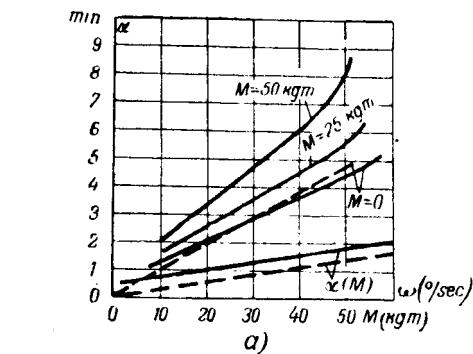


Рис. 2. Статические характеристики привода мощностью 0,5 kW.

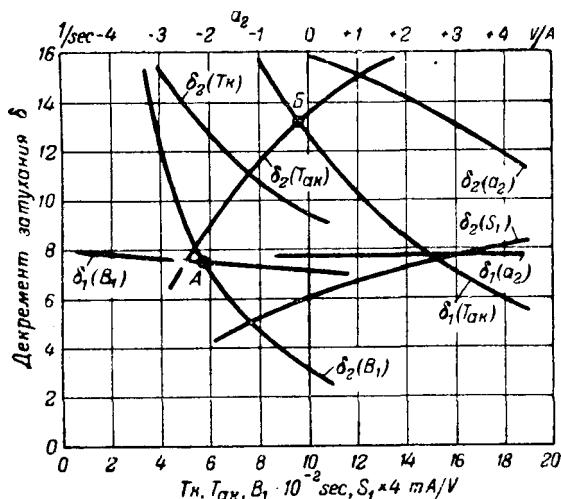


Рис. 3. Характеристики динамической устойчивости и быстродействия привода.

$T_{ак} = CR_C$ — постоянная времени стабилизирующей цепи; B_1 — приведенная к валу двигателя электромеханическая постоянная времени привода; S_1 — крутизна характеристики усилителя; a_2 — коэффициент компенсации амплидуна, равный тангенсу угла наклона к оси абсцисс внутренней характеристики амплидуна; T_k — постоянная времени поперечной цепи амплидуна.

четы имеет два вещественных и два комплексных сопряженных корня, т. е.

$$z_1 = -\delta_0, z_2 = -\delta_1, z_{3,4} = -\delta_2 \pm j\nu,$$

где $\delta_0, \delta_1, \delta_2$ и ν — вещественные положительные числа.

Для анализа динамической устойчивости и быстродействия привода можно не строить кривых переходных режимов, а ограничиться оценкой величины корней характеристического уравнения. Для этого необходимо иметь в виду, что неустойчивым режимом привода являются незатухающие колебания. Поэтому с точки зрения физики явлений степень динамической устойчивости может быть определена наименьшим декрементом затухания собственных колебаний системы, т. е. в данном случае величиной δ_2 . С другой стороны, быстродействие привода определяется наименьшим декрементом затухания всех составляющих свободного движения системы, в данном случае наименьшей из величин δ_0, δ_1 и δ_2 .

На рис. 3 показана зависимость декремента затухания собственных колебаний δ_2 и наименьшего из двух декрементов затухания апериодических составляющих свободного движения системы δ_1 от различных параметров ее (в данном случае $\delta_0 \gg \delta_1$ и потому величина δ_0 на графике не нанесена).

Из графика видно, что с увеличением постоянной времени стабилизирующей цепи $T_{ак}$ степень устойчивости (величина δ_2) увеличивается, однако увеличение постоянной времени сверх величины 0,15 sec заметного улучшения устойчивости не дает (в действующей установке эта величина равна 0,15 sec). Увеличение $T_{ак}$ одновременно сопровождается уменьшением декремента затухания и при $T_{ак} = 0,1$ sec наступает равенство $\delta_1 = \delta_2$ (точка B на рис. 3). С точки зрения

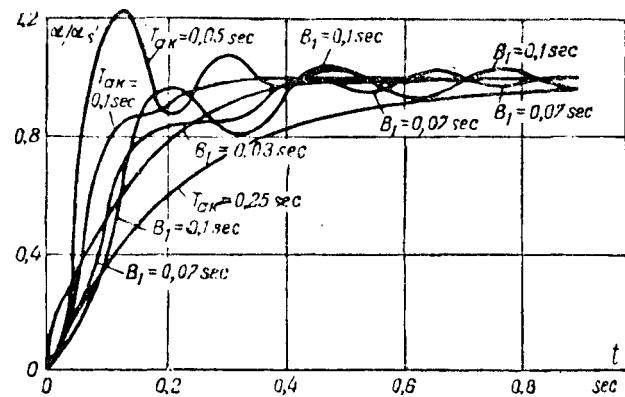


Рис. 4. Переходные процессы привода для различных значений его параметров.

быстродействия системы наивыгоднейшим было бы именно это значение постоянной времени стабилизирующей цепи, так как при этом быстродействие достигает максимума. При $T_{ак} < 0,1$ sec быстродействие определяется величиной δ_2 , а при $T_{ак} > 0,1$ sec величиной δ_1 .

Кривые $\delta_1 (B_1)$ и $\delta_2 (B_1)$ показывают, что с увеличением момента инерции привода ухудшаются и динамическая устойчивость и быстродействие системы. В действующей установке величина B_1 составляет примерно 0,03 sec.

С увеличением степени компенсации амплидуна, характеризуемой величиной коэффициента a_2 , устойчивость привода ухудшается, а быстродействие незначительно увеличивается (в данном случае $\delta_1 < \delta_2$ и быстродействие определяется величиной δ_1). Таким образом, выгодно амплидун недокомпенсировать, что и имеет место в действующих установках.

Зависимость $\delta_2 (S_1)$ при неизменном коэффициенте добротности привода ($\lambda = 615$) показывает, что необходимую точность привода можно достичь за счет большой крутизны характеристики усилителя S_1 , так как устойчивость привода при заданной добротности улучшается с увеличением крутизны характеристики усилителя. То же самое можно сказать и в отношении коэффициента усиления амплидуна.

Из рис. 3 видно также, что устойчивость привода ухудшается с увеличением постоянной времени поперечной цепи амплидуна T_k .

На рис. 4 показаны переходные процессы системы для стандартного случая, когда команда на ось мгновенно начинает вращаться с некоторой постоянной скоростью. Кривая B_1 относится к действующей установке, которая имеет следующие параметры: $T_{ак} = 0,15$ sec; $B_1 = 0,0314$ sec; $T_k = 0,03$ sec; $a_2 = -1,25$ V/A; $S_1 = 3,35$ mA/V; коэффициент добротности $\lambda = 615$ sec; крутизна характеристики холостого хода амплидуна $a_1 = 8$ V/mA, постоянная времени обмотки управления амплидуна $T_1 = 0,01$ sec. Для остальных кривых указаны лишь значения параметров, отличных от параметров действующей установки.

Из рис. 4 видно, что при $T_{ak} = 0,1$ sec переходный процесс в системе действительно проходит наиболее быстро, а увеличение момента инерции привода (величина B_1) приводит к увеличению длительности переходного процесса, что подтверждает приведенный выше анализ быстродействия по декрементам затухания системы.

Нами дополнительно был проделан расчет условий устойчивости привода с помощью критерия Найквиста.

Анализ амплитудно-фазовых характеристик системы при разомкнутой цепи регулирующих воздействий приводит к тем же выводам относительно влияния параметров системы на устойчивость, что и приведенные выше. Значения декремента затухания собственных колебаний системы δ_3 , вычисленные по амплитудно-фазовым характеристикам [Л. 1], оказались достаточно близкими к истинным значениям. Следует, однако, подчеркнуть, что величина δ_3 не характеризует полностью быстродействие привода. Лишь совместное рассмотрение величин δ_1 и δ_3 в данном случае позволило правильно оценить влияние параметров системы на ее быстродействие.

Выводы. 1. Угол рассогласования в амплитудно-сельсинной синхронно-следящей системе линейно зависит от скорости передачи и момента нагрузки. Система имеет высокий коэффициент добротности — порядка 600 sec.^{-1} , что обеспечивает очень высокую точность ее работы.

2. Устойчивость привода улучшается с увеличением постоянной времени стабилизирующей

цепи и крутизны характеристики усилителя и, наоборот, уменьшается с увеличением добротности привода (т. е. точности передачи), момента инерции привода, степени компенсации и постоянной времени поперечной цепи амплидина.

3. С точки зрения устойчивости амплитудно-сельсинной синхронно-следящей системы выгоднее обеспечивать высокую точность ее работы за счет высокого коэффициента усиления усилителя или амплидина, а не за счет других параметров привода (скорость вращения двигателя, коэффициент трансформации сельсинов или выходного трансформатора, передаточное число редукторов, передающих вращение к сельсинам от командной и исполнительной осей).

4. С точки зрения быстродействия привода существует оптимальное значение постоянной времени стабилизирующей цепи, которое для рассмотренного действующего привода мощностью примерно 0,5 kW составляет около 0,1 sec. С точки зрения устойчивости для этого привода лучшим является значение $T_{ak} = 0,15$ sec, что и принято в действительности.

Литература

1. А. Г. Иосифьян, Б. М. Каган и Н. Н. Шереметьевский. Теория амплитудно-сельсинной синхронно-следящей системы. Электричество, № 3, 1946.
2. Д. А. Попов. Следящий привод с амплидином. Научно-технический сборник ГК НИИ ВВС № 2, 1946.
3. А. М. Буланов, Д. А. Попов и А. М. Павловский. Пулеметно-пулеметное вооружение самолета с централизованным управлением. Иностранный авиаоружия ГК НИИ ВВС, № 1 и 2, 1945.



Одноякорный каскадный усилитель с возбудителем „рототорол“

Кандидат техн. наук Ю. Е. ЕФРОЙМОВИЧ и инж. В. И. ФЕЙГИН

Центральная лаборатория автоматики Министерства черной металлургии СССР

Электромашинная автоматика с применением вращающихся усилителей получила весьма широкое распространение. В периодической литературе много места уделяется принципам действия и ряду вопросов теории этих усилителей. Здесь описывается принцип действия и конструкция, излагаются результаты экспериментального исследования новых электромашинных усилителей, примененных для работы в схеме автоматического регулирования электроплавильных печей. Основное отличие рассматриваемого агрегата состоит в том, что конструктивно возбудитель рототорол и генератор объединены в одной машине с общим якорем, коллектором и магнитной системой.

Принцип действия. Рассмотрим четырехполюсный генератор постоянного тока (рис. 1, a), у которого обмотки возбуждения каждой пары полюсов питаются от разных источников тока. Допустим, что ток возбуждения протекает по обмоткам одной пары полюсов, например, N_b и S_b . Картина распределения силовых линий для этого случая (рис. 1, b) показывает, что только в полюсах N_b и S_b и в воздушных зазорах под ними будет полная величина потока. В двух других полюсах и в воздушных зазорах под ними результирующий поток будет близок к нулю. В точках 1 и 2 поток разветвляется, причем $\frac{3}{4}$ потока замкнется по кратчайшему пути в ярме. Аналогичная картина будет иметь место, если

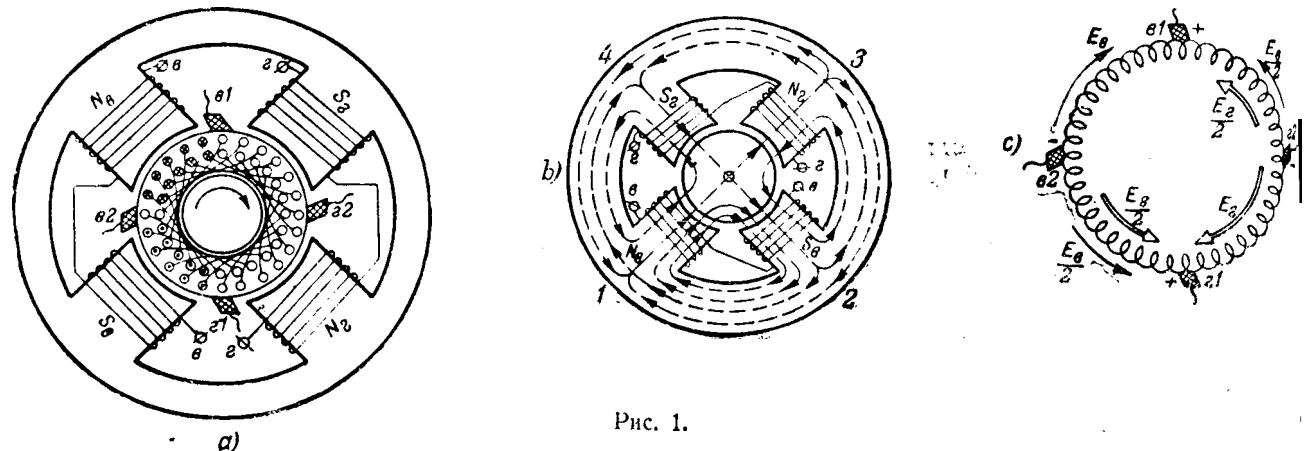


Рис. 1.

ток возбуждения будет протекать только по обмоткам полюсов N_1 и S_2 машины.

В случае если питать одновременно обе обмотки возбуждения, то поток в воздушном зазоре под каждой из соответствующих пар полюсов N_1-S_1 или N_2-S_2 определится ампервитками обмоток, расположенных на данной паре полюсов. Следовательно, магнитные потоки, создаваемые обеими обмотками в воздушных зазорах, будут практически независимы. Результатирующее распределение потоков в ярме будет зависеть от взаимного направления токов в обмотках $v-v$ и $g-g$.

Якорь машины имеет двухслойную петлевую обмотку. Щетки ее расположены на геометрических нейтралях машины. Рассмотрим случай, когда ток возбуждения поступает только в обмотку $v-v$. При вращении якоря наведенная э. д. с., измеренная между смежными щетками $v1-v2$, $v2-v1$, $g1-g2$ и $g2-g1$, будет различна и соответственно равна $E_v, \frac{E_v}{2}, 0$ и $-\frac{E_v}{2}$, как показано на рис. 1,с.

Действительно, если обратиться к рис. 1,а, то нетрудно заметить, что стержни как верхнего, так и нижнего слоя части обмотки якоря, которая расположена между щетками $v1-v2$, находятся под полюсами N_1 и S_2 и, следовательно, в каждом из этих стержней наводится э. д. с. Для частей обмоток якоря, расположенных между щетками $v2-g1$ и $g2-v1$, только в половине активных стержней будет наводиться э. д. с. Стержни той части обмотки, которая находится между щетками $g1$ и $g2$, расположены под полюсами N_2 и S_2 , и, следовательно, в них э. д. с. наводиться не будет.

Аналогичная картина имеет место, если ток возбуждения протекает только по обмотке $g-g$. Наибольшая величина э. д. с. будет измерена между щетками $g1$ и $g2$, в то время как между щетками $v1-v2$ измеренное напряжение будет равно нулю.

В случае, если током обтекаются обе пары обмоток возбуждения, величина напряжения между различными щетками в зависимости от порядка чередования полюсов будет опреде-

ляться данными табл. 1. Верхние знаки относятся к случаю попеременного чередования разноименных полюсов машины, для которого на рис. 1,с приводится картина распределения э. д. с. наводимой в различных обмотках.

Таблица 1

Щетки	Электродвигущие силы
$v1-g2$	E_v
$v1-g2$	$\frac{1}{2}(E_v \pm E_g)$
$v1-v2$	E_v
$v1-g2$	$\frac{1}{2}(E_v \pm E_g)$
$v1-v1$	$\frac{1}{2}(E_v \mp E_g)$
$v2-g2$	$\frac{1}{2}(E_v \mp E_g)$

Образуем для каждой пары щеток ($v1-g2$ и $v1-v2$) внешний замкнутый контур. Для случая попеременного чередования разноименных полюсов ток в обмотке якоря между щетками $v1-v2$ и $v1-g2$ равен полуразности токов, протекающих во внешних контурах, приключенных к этим щеткам. В частях обмоток якоря, расположенных между щетками $v2-g1$ и $g2-v1$, протекает полусумма токов внешних контуров.

Для подтверждения вышеприведенных рассуждений картина распределения напряжения между щетками машины была получена экспериментально. Результаты измерения приведены в табл. 2, 3 и 4 соответственно для случаев, когда токами возбуждения обтекалась обмотка $v-v$ и обмотка $g-g$ и обмотки $v-v$ и $g-g$ одновременно. Незначительные отклонения между теоретическими и экспериментальными распределениями напряжений между щетками обусловлены влиянием остаточного магнетизма.

Таблица 2

Щетки	$v1-g2$	$v1-v2$	$v1-v2$	$v1-g2$	$v1-v1$	$v2-g2$
Электродвигущие силы, В . . .	6	32	58	32	26	25

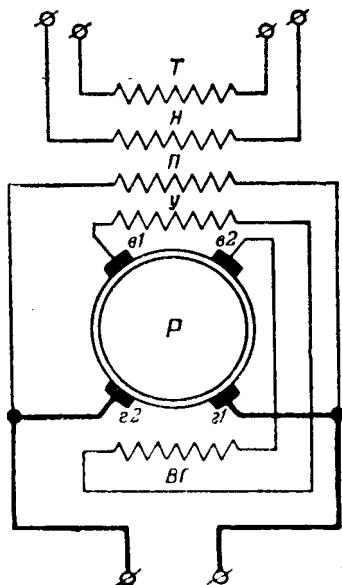


Рис. 2.

Таблица 3

Щетки	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε1	ε2-ε2
Электродвижущие силы, В	139	71	3	71	68	68

Таблица 4

Щетки	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε2	ε1-ε1	ε2-ε2
Электродвижущие силы, В	136	100	68	102	36	35

Принципиальная электрическая схема исследованного одноякорного двухкаскадного усилителя с ротатором приведена на рис. 2.

Возбудитель-ротатор имеет 4 обмотки возбуждения. Обмотки T и H являются управляющими; обмотка U — усилительной и включена она в цепь якоря ротатора; обмотка P — противоколебательная, включена на напряжение якоря генератора. Напряжение с якоря ротатора подается на обмотку возбуждения генератора. Данная электрическая схема является типовой для схем квадратичного управления с применением ротатора в качестве возбудителя.

Конструктивные и электрические данные машин. Исследованный усилитель выполнен в одном общем кожухе с трехфазным асинхронным двигателем мощностью 1,5 л. с., 50 Hz, 1 500 об/мин, 380 V, 3,17 A. В верхней части агрегата имеется штекерная колодка с восемнадцатью пружинящими пальцами, 15 из которых используются для включения электрических цепей агрегата в схему регулирования. Специальная, легко снимаемая штекерная розетка, имеющая 18 гнезд, к которой подведен многожильный кабель, позволяет в течение долей минуты отсоединить питание от выводных концов агрегата, а затем весьма быстро заменить его в случае необходимости.

Агрегат был снабжен паспортом генератора, на котором указывается, что он рассчитан на питание двигателя 0,25 л. с., при напряжении 230 V, 1,25 A и 1 750 об/мин.

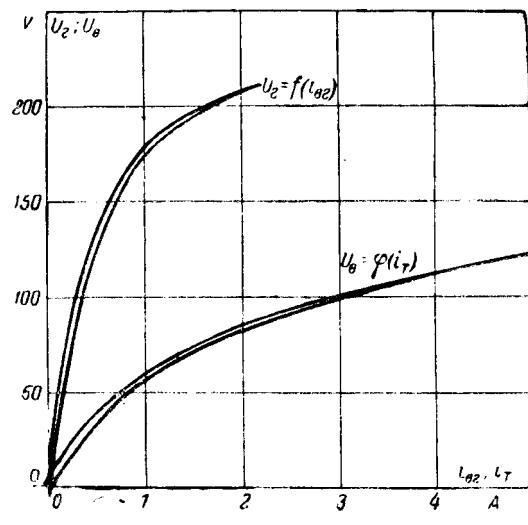


Рис. 3.

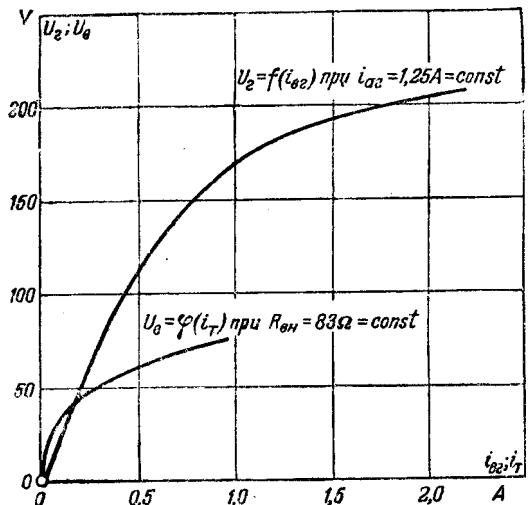


Рис. 4.

Однако, как показали исследования, рабочее напряжение генератора, указанное на паспорте, практически не могло быть достигнуто, так как для этого потребовалось бы не-нормально высокое напряжение ротатора.

Число пазов ротора равно 23, число коллекторных пластин — 69. В табл. 5 приведены данные обмоток возбуждения ротатора.

Таблица 5

Номер обмотки	Назначение	Относительное число витков, %	Омическое сопротивление при 50°C, Ω	Индуктивность, Н
1	Управляющая	100	27,5	1,7
2	Управляющая	105	31,8	1,8
3	Усилительная	125	43,5	2,4
4	Противоколебательная ¹	195	304	6,8

¹ Интересно отметить, что параметры противоколебательной обмотки оказались различными в трех однотипных машинах, поставленных одновременно. Омические сопротивления оказались соответственно равными 304, 223 и 195 Ω, относительные числа витков, — 195, 143 и 169%.

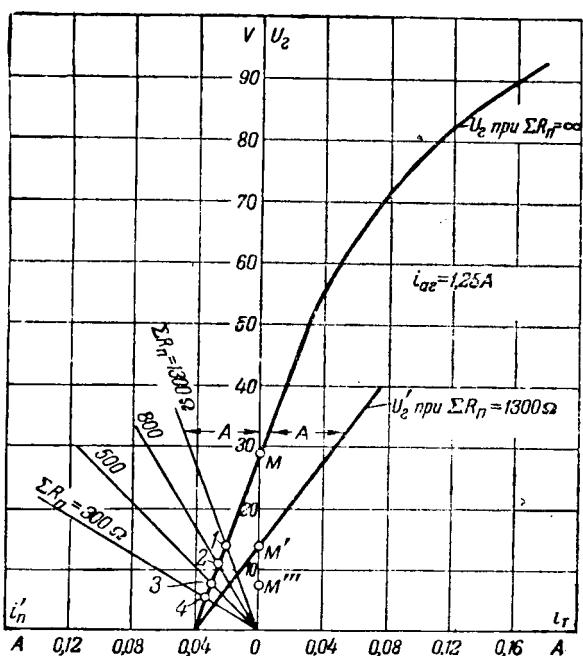


Рис. 5.

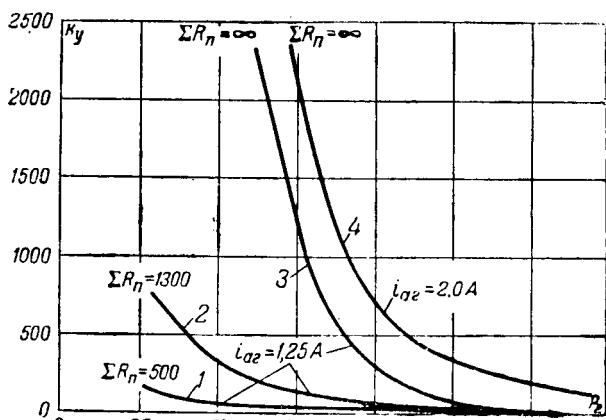


Рис. 6.

Сопротивление якоря, измеренное между 2 смежными щетками, равно $2,3 \Omega$. Омическое сопротивление обмотки независимого возбуждения генератора — 83Ω , индуктивность — $14,8 \text{ H}$. Генератор имеет серийную согласно включенную обмотку.

Характеристики холостого хода ротора (при возбуждении токовой управляющей обмотки) и генератора, представленные на рис. 3, показывают, что обе машины весьма сильно насыщены. Величина остаточного напряжения равна $6 \div 4,5 \text{ V}$.

На рис. 4 приведены „нагрузочные“ характеристики генератора при независимом возбуждении и токе нагрузки якоря, равном $1,45 \text{ A}$, и ротора при возбуждении токовой управляющей обмотки, постоянном сопротивлении нагрузки (83Ω) и включенной усилительной обмотке.

На рис. 5 приведена экспериментально полученная нагрузочная характеристика усилителя в целом ($U_2 = f(i_T)$, включенного по схеме рис. 2, при возбуждении токовой управляющей обмотки, постоянном токе нагрузки генератора, равном $1,25 \text{ A}$, и сопротивлении цепи противоводолебательной обмотки $\Sigma R_P = \infty$). В этом случае „остаточное“ напряжение генератора получается равным 28 V . При включении противоводолебательной обмотки с различной величиной суммарного сопротивления ΣR_P ее цепь „остаточное“ напряжение будет соответственно определяться ординатами точек 1, 2, 3 и 4. Для $\Sigma R_P = 1300 \Omega$ показано построение нагрузочной характеристики агрегата. Масштабы абсцисс в обоих квадрантах одинаковы,

причем $i' = i_P = \frac{W_P}{W_T}$. Построение характеристики агрегата при любом сопротивлении цепи противоводолебательной обмотки основано на уравнении баланса ампервитков $\Sigma aW_p = aW_T + aW_y - aW_P$ в магнитной цепи ротора. Характеристика $U_2 = f(aW_T + aW_y)$ соответствует кривой $\Sigma R_P = \infty$, нанесенной на рис. 5.

На рис. 6 приведены характеристики коэффициента усиления агрегата в зависимости от мощности, отдаваемой генератором. Под коэффициентом усиления понимается отношение величины мощности, снимаемой со щеток генератора, к величине мощности, подаваемой на одну из управляющих обмоток. Кривые 1, 2 и 3 получены для $i_{ae} = 1,25 \text{ A}$ при разных величинах ΣR_P , кривая 4 для $i_{ae} = 2 \text{ A}$. Рассмотрение этих кривых показывает, что для паспортной мощности генератора коэффициент усиления агрегата чрезвычайно низок.

Уместно отметить, что при повышении тока нагрузки генератора до $4,6 \text{ A}$ коммутация оставалась безукоризненной.

На рис. 7 приведена осциллограмма переходного процесса в каскаде при нагрузке генератора на постоянное сопротивление. Противоводолебательная обмотка отключалась. Управляющая обмотка получала питание через селеновые выпрямители от источника переменного тока. Постоянная времени контура управляющей обмотки, питающей через потенциометр, была равна $0,018 \text{ sec}$. Как следует из осциллограммы, при включении на постоянное напряжение управляющей обмотки напряжение генератора достигало $0,9$ установленного значения за $0,48 \text{ sec}$. Со-

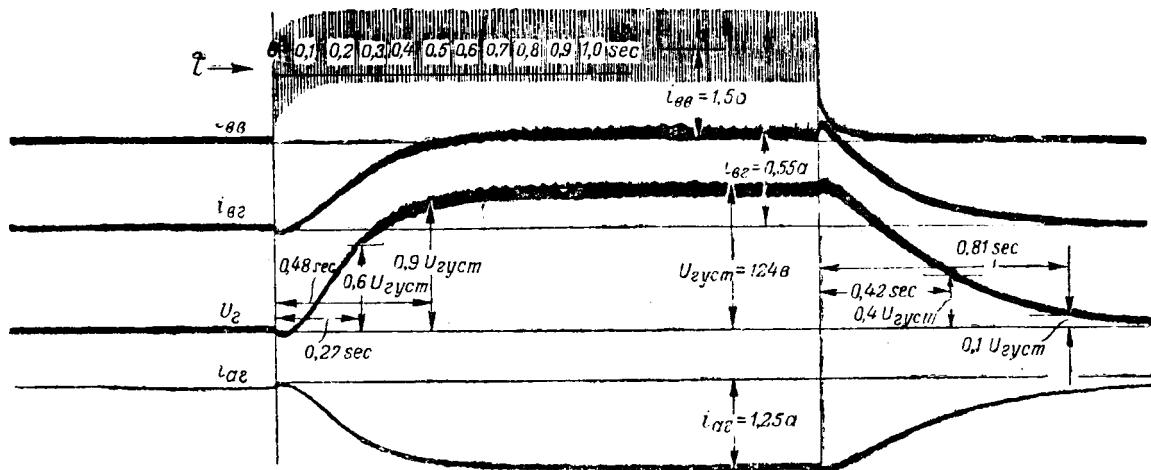


Рис. 7.

ответственно при отключении управляющей обмотки спаде напряжения генератора до $0,1 U_{\text{уст}}$ происходило за 0,81 sec.

Подключение противоколебательной обмотки мало сказывается на времени нарастания напряжения, но ускоряет процесс спадания напряжения. Отметим, что аналогичные величины для времени нарастания напряжения, приложенного к двигателю, приводятся фирмами, использующими регулекс и ампидин для тех же целей регулирования.

Рассмотрение баланса тепловых потерь произведено только для меди обмоток возбуждения машины, так как потерями в якоре усилителя можно пренебречь. Распределение джоулевых потерь в абсолютных и относительных величинах приводится ниже для одного из реальных моментов работы агрегата в схеме, когда

$$V_t = 140 \text{ V}, i_{ez} = i_y = 0,7 \text{ A}, i_{II} = 0,28 \text{ A}, i_T = 2,86 \text{ A}, \\ i_n = 0,64 \text{ A}.$$

	Ротор				Генератор
Обмотка	T	H	Y	П	ВГ
Потери, W	225	13	21	23	39,4
Потери, % к сумме	70	4	6,6	7,4	12

◆ ◆ ◆

Оптимальное передаточное отношение при меняющемся моменте двигателя

Доктор техн. наук, проф. Р. Л. АРОНОВ
Харьковский электротехнический институт

Постановка трактуемого вопроса имеет смысл только при исследовании неустановившихся движений. В основу определения оптимальных условий могут быть положены различные критерии [Л. 1]. В данной работе наилучшим передаточным отношением полагается то, при котором механизм достигает заданной скорости в наименьшее время.

Механическая характеристика двигателя функционально связывает его врачающий момент M_d и скорость ω_d . При ступенчатом пуске оптимальные условия требуют соблюдения правильности пусковой диаграммы, т. е. постоянства пикового момента M_2 и момента переключения M_1 . При выборе передаточного числа будем полагать, что пусковая диаграмма задана. Рабочие части характеристик без большой погрешности можно заменить прямыми линиями, но для большей общности выводов аппроксимируем отрезки характеристик между M_1 и M_2 с помощью уравнения

$$M_d = M_1 + (M_2 - M_1) \left(\frac{\omega_{i+1} - \omega_i}{\omega_{i+1} - \omega_i} \right)^\beta = \\ = M_1 + (M_2 - M_1) x^\beta. \quad (1)$$

При $U_d = 0$ и $i_T = i_n = 0,75 \text{ A}$ сумма потерь в управляющих обмотках равна $33,5 \text{ W}$. Таким образом, основная часть потерь в меди усилителя имеет место в обмотках возбуждения ротора.

Выводы. 1. Любая нормальная четырехполюсная машина путем несложных переделок может быть превращена в двухкаскадный усилитель. При этом уменьшается тепловое использование машины и снижается ее мощность.

2. Коэффициент усиления возрастает с уменьшением выходной мощности.

3. Применение усилителя в схемах астатического регулирования требует введения противоколебательной обмотки.

4. Введение противоколебательной обмотки уменьшает коэффициент усиления и повышает скорость переходных процессов при спадании напряжения генератора.

5. Рассмотренный одноякорный двухкаскадный усилитель заслуживает внимания, так как при значительной простоте и легкости выполнения он может найти применение для решения ряда практических задач.

При степени отношения скоростей $\beta = 1$ получается прямолинейный отрезок; если $\beta < 1$, то характеристика выгибается вверх, как у асинхронного двигателя трехфазного тока; если $\beta > 1$, то выпуклость кривой направлена вниз, подобно характеристикам серийного двигателя постоянного тока. Крайние значения $\beta = 0$ и $\beta = \infty$ соответствуют постоянству момента; в первом случае $M_d = \text{const} = M_2$, во втором $M_d = \text{const} = M_1$ (рис. 1).

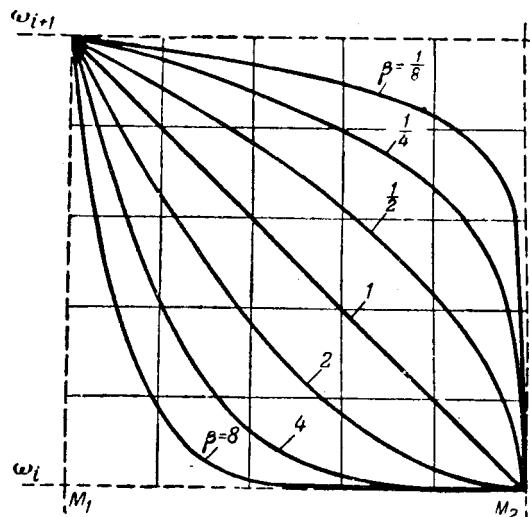


Рис. 1.

Время разгона на заданной ступени определяется по известным законам механики

$$t_i = \int_{\omega_i}^{\omega_{i+1}} \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{M_{\partial} k - M_c} d\omega = \\ = (\omega_{i+1} - \omega_i) \int_0^1 \frac{(J_{\partial} k^2 + J_c) dx}{M_1 k - M_c + k(M_2 - M_1) x^{\beta}}, \quad (2)$$

где индекс ∂ относит величины к двигателю, а c к сопрягаемому валу механизма;

J — момент инерции;

M — момент вращения;

k — передаточное отношение, фиксированное, но подлежащее выбору.

Если разгон на данной ступени не доведен до ω_{i+1} , то предел вместо 0 будет x . Полное время разгона получится суммированием интегралов вида (2). При $J_c = \text{const}$ и $M_c = \text{const}$ получим:

$$t_{\kappa} = \sum t_i = \\ = (\omega_{\kappa} - \omega_0) \int_0^1 \frac{(J_{\partial} k^2 + J_c) dx}{M_1 k - M_c + k(M_2 - M_1) x^{\beta}}. \quad (3)$$

Интегрирование (3) выполним для значений $\beta = 2$; $\beta = 1$; $\beta = \frac{1}{N}$, где N любое целое число:

$$= \frac{\omega_{\kappa} - \omega_0}{\sqrt{(M_2 - M_1) k}} \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{\sqrt{M_1 k - M_c}} \arctg \sqrt{\frac{(M_2 - M_1) k}{M_1 k - M_c}}, \quad (4)$$

$$\beta = 1, t_{\kappa} = \frac{\omega_{\kappa} - \omega_0}{M_2 - M_1} \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{k} \ln \frac{M_2 k - M_c}{M_1 k - M_c}; \quad (5)$$

$$\beta = \frac{1}{2}, t_{\kappa} = 2 \frac{\omega_{\kappa} - \omega_0}{M_2 - M_1} \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{k} \times \\ \times \left[1 - \frac{M_1 k - M_c}{(M_2 - M_1) k} \ln \left(1 + \frac{(M_2 - M_1) k}{M_1 k - M_c} \right) \right] \quad (6)$$

а вообще для $\beta = \frac{1}{N}$, где N целое число:

$$t_{\kappa} = N \frac{\omega_{\kappa} - \omega_0}{-1} \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{M_1 k - M_c} \left[\frac{1}{N-1} \left(-\frac{1}{z} \right) + \frac{1}{N-2} \left(-\frac{1}{z} \right)^2 + \frac{1}{N-3} \left(-\frac{1}{z} \right)^3 + \dots + \right. \\ \left. + \left(-\frac{1}{z} \right)^{N-1} + \left(-\frac{1}{z} \right)^N \ln(1+z) \right], \quad (7)$$

где $z = \frac{(M_2 - M_1) k}{M_1 k - M_c}$. При $N = 2$ легко установить тождественность (7) и (6), при $N = 1$ — между (7) и (5).

Если число пусковых ступеней возрастает так, что $M_2 \rightarrow M_1 \rightarrow M_{\partial} = \text{const}$, то $\lim \frac{\arctg \sqrt{z}}{\sqrt{z}} = 1$; $\lim \frac{\ln(1+z)}{z} = 1$ и, наконец, $\lim \frac{z - \ln(1+z)}{z^2} = \frac{1}{2}$. Другими словами, все формулы для t_{κ} в пределе переходят в выражение для пуска при постоянном движущем моменте:

$$t_{\kappa} = (\omega_{\kappa} - \omega_0) \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{M_{\partial} k - M_c}. \quad (8)$$

Для определения оптимальных значений k , при которых t_{κ} получают минимальные значения, надо приравнять нуль производные по k от выражений (4) — (8) для t_{κ} . Помимо несложных алгебраических преобразований придется уравнениям:

$$\beta = \infty, k = \frac{M_c}{M_1} + \sqrt{\left(\frac{M_c}{M_1} \right)^2 + \frac{J_c}{J_{\partial}}}; \\ \beta = 2, \left[\frac{J_{\partial} k^2 - J_c}{J_{\partial} k^2 + J_c} \frac{M_1 k - 0,5 M_c}{M_c} - \frac{J_{\partial} k^2}{J_{\partial} k^2 + J_c} \right] \times \\ \times \arctg \sqrt{\frac{(M_2 - M_1) k}{M_1 k - M_c}} = \\ = \frac{1}{2} \frac{M_1 k - M_c}{M_2 k - M_c} \sqrt{\frac{(M_2 - M_1) k}{M_1 k - M_c}}; \quad (10)$$

$$\beta = 1, \frac{M_2 k - M_c}{M_c k} \frac{M_1 k - M_c}{M_2 - M_1} \ln \frac{M_2 k - M_c}{M_1 k - M_c} = \frac{J_{\partial} k^2 + J_c}{J_{\partial} k^2 - J_c} \quad (11)$$

$$\beta = \frac{1}{2}, \frac{k^2 - 2 \frac{M_c}{M_1} k - \frac{J_c}{J_{\partial}}}{k^2 + \frac{J_c}{J_{\partial}}} \frac{M_c}{M_1} =$$

$$= \frac{1}{1+z} \frac{z^2}{z - \ln(1+z)} - 2; \quad (12)$$

$$\beta = 0, k = \frac{M_c}{M_2} + \sqrt{\left(\frac{M_c}{M_2} \right)^2 + \frac{J_c}{J_{\partial}}}. \quad (13)$$

Численное решение уравнений (9) — (13) не представляет никаких трудностей. Например, при $J_c:J_{\partial} = 56,1$; $M_1:M_c:M_2 = 2:4:5$ получим значения, данные в таблице

β	0	0,5	1	2	∞
k	8,33	8,66	8,95	9,26	9,75

По данным таблицы на рис. 2 построена кривая $k_{optm} = \varphi(\beta)$. По полученным результатам видно, что

$$k_{optm} = \varphi(\beta) \quad (9)$$

шое влияние кривизны механической характеристики на величину k . Вычислим еще оптимальные передаточные отношения для среднеарифметического и среднегеометрического моментов, пользуясь формулой вида (9):

$$M_{\partial} = 0,5(M_1 + M_2), k_{optm} = 8,72;$$

$$M_{\partial} = \sqrt{M_1 \cdot M_2}, k_{optm} = 8,86.$$

Последняя цифра весьма близка к результату при $\beta = 1$, т. е. для характеристик двигателей постоянного тока.

Это позволяет вместо ступенчатой диаграммы пуска рассматривать таковую при $M_{\partial} = \text{const}$ и именно при

¹ Формулу (9) впервые опубликовал L. A. Umansky [Л. 3]

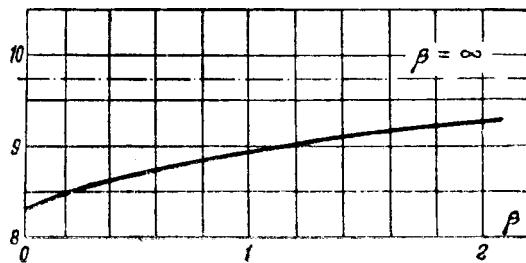


Рис. 2.

среднегеометрической величине движущего момента. Хотя трудно ожидать отношения $M_2:M_1 > 5:2$, просчитаем пример для $M_2:M_c:M_1 = 6:4:1$. В этом случае

$$\beta = 0;$$

$$M_\partial = \text{const} = M_2, k = 8.18;$$

$$M_\partial = \text{const} = 0.5(M_1 + M_2), k = 8.72;$$

$$M_\partial = \text{const} = \sqrt{M_1 M_2}, k = 9.30;$$

$$\beta = \infty, M_\partial = \text{const} = M_1, k = 12.49.$$

Формула (11) дает $k = 9.94$, т. е. даже при весьма значительных колебаниях пускового момента для определения k_{opt} можно пользоваться среднегеометрической величиной его крайних значений и формулой, выведенной для постоянных моментов.

Автором было обращено внимание [Л. 2] на отличие оптимального передаточного числа для периодов разгона и торможения. В последнем случае во всех формулах M_1 и M_2 получают отрицательные значения. Например, для тормозного периода формула (11) примет вид:

$$\frac{|M_2|k + M_c}{M_c k} \ln \frac{|M_2|k + M_c}{|M_1|k + M_c} + \frac{J_\partial k^2 + J_c}{J_\partial k^2 - J_c} = 0. \quad (14)$$

$$k = \sqrt{\frac{1}{2} \frac{J_c}{J_\partial} + \frac{3}{2} \frac{M_c^2}{M_\partial^2}} + \sqrt{\frac{1}{4} \frac{J_c^2}{J_\partial^2} + \frac{5}{2} \frac{J_c}{J_\partial} \frac{M_c^2}{M_\partial^2} + \frac{9}{4} \frac{M_c^4}{M_\partial^4}}. \quad (18)$$

Аналогичные изменения надо внести и в остальные. Учет периодов пуска и торможения связан с отысканием минимума суммы времен пуска и торможения. Будем полагать, что пределы изменения скорости момента в моторном и тормозном квадрантах по абсолютному значению совпадают. Воспользуемся уравнением (5) для $\beta = 1$ и оговоренной выше его модификацией для тормозного участка. В таком случае

$$t_p + t_T = \frac{\omega_\kappa - \omega_0}{M_2 - M_1} \frac{J_\partial k^2 + J_c}{k} \ln \frac{M_2^2 k^2 - M_c^2}{M_1^2 k^2 - M_c^2} \quad (15)$$

$$t_\kappa = \int_{\omega_0}^{\omega_\kappa} \frac{J_\partial k^2 + J_c}{M_\partial k - M_c} d\omega = -\frac{\omega_2 s_m}{k}$$

$$= \frac{\omega_2 s_m}{k} \frac{J_\partial k^2 + J_c}{M_c} \int_{x_0}^{x_\kappa} \left[\frac{2 \frac{M_m}{M_c} (1 + \varepsilon) k x}{x^2 + 2 \left[\frac{M_m}{M_c} (1 + \varepsilon) k - \varepsilon \right] x + 1} + 1 \right] dx =$$

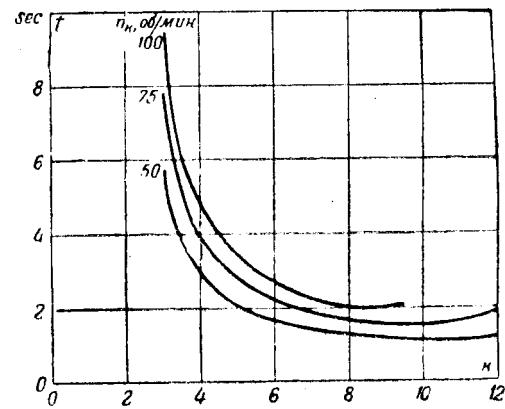


Рис. 3.

и условие минимума (15) приведет к соотношению

$$\frac{M_2^2 k^2 - M_c^2}{2 M_c^2 k^2} \frac{M_1^2 k^2 - M_c^2}{M_2^2 - M_1^2} \ln \frac{M_2^2 k^2 - M_c^2}{M_1^2 k^2 - M_c^2} = \frac{J_\partial k^2 + J_c}{J_\partial k^2 - J_c}. \quad (16)$$

Если $M_{1\partial} \neq |M_{1T}|$ и $M_{2\partial} \neq |M_{2T}|$, то основной ход вывода остается без изменения, но результат становится несколько более громоздким. То же следует сказать об увеличении количества исследуемых процессов.

При $M_2 \rightarrow M_1 \rightarrow M_\partial = M_T$ уравнение (16) в пределе переходит в

$$\frac{M_\partial^2 k^2 - M_c^2}{2 M_c^2} = \frac{J_\partial k^2 + J_c}{J_\partial k^2 - J_c}. \quad (17)$$

Его решением² является:

Например, при отношениях $J_c:J_\partial = 56,1$ и $M_c:M_\partial = 1,22$ для пускового периода найдем $k_{opt} = 8,8$, для тормозного $k_{opt} = 6,36$, а по уравнению (18) $k_{opt} = 7,85$.

Разработанная методика определения оптимального передаточного отношения при ступенчатом пуске может быть обобщена и для бесступенчатого. В этом случае надо применить другие уравнения, аппроксимирующие механическую характеристику, если она не прямолинейна. В качестве заключительного примера рассмотрим пуск короткозамкнутого асинхронного двигателя. Его характеристика хорошо выражается известным уравнением Клосса. Обозначим $s:s_m = x$ и учтем, что $\omega_\partial = \omega_2 (1 - s) = k\omega$. Время разгона от начальных оборотов привода ω_0 до заданных конечных ω_κ определимся интегралом

$$\int_{s_0}^{s_\kappa} \frac{\frac{J_\partial k^2 + J_c}{2 M_m (1 + \varepsilon) k} - M_c}{\frac{s}{s_m} + \frac{s_m}{s} + 2\varepsilon} \frac{ds}{s_m} =$$

$$= \frac{2 \frac{M_m}{M_c} (1 + \varepsilon) k x}{x^2 + 2 \left[\frac{M_m}{M_c} (1 + \varepsilon) k - \varepsilon \right] x + 1} + 1 dx =$$

² Формула (18) впервые была опубликована автором в 1934 г. [Л. 2] при анализе выбора k_{opt} для процессов с постоянством моментов.

$$= \omega_z s_m \frac{J_\partial k^2 + J_c}{M_c} \left[\frac{\frac{M_m}{M_c} (1+\varepsilon)}{\sqrt{\left[\frac{M_m}{M_c} (1+\varepsilon) (k-\varepsilon) \right]^2 - 1}} \left(x_1 \ln \frac{x_1 - x_m}{x_1 - x_0} + x_2 \ln \frac{x_0 - x_2}{x_m - x_2} \right) - \frac{x_0 - x_1}{k} \right], \quad (19)$$

где

$$x_{1;2} = \frac{M_m}{M_c} (1+\varepsilon) k - \varepsilon \pm \sqrt{\left[\frac{M_m}{M_c} (1+\varepsilon) k - \varepsilon \right]^2 - 1} \quad (20)$$

$$t_m = \frac{2\pi 250}{60} 0,35 \frac{k^2 + 56,1}{56,1} \left[\frac{1}{\sqrt{(k-0,2)^2 - 1}} \left(x_1 \ln \frac{x_1 - x_m}{x_1 - 4} + x_2 \ln \frac{4 - x_2}{x_m - x_2} \right) - \frac{\omega_m}{250} \right]. \quad (21)$$

Величина $\omega_z s_m \frac{x_0 - x_m}{k} = \omega_z \frac{s_0 - s_m}{k} = \omega_m - \omega_0$ не зависит от s_m и k , а определяется только начальными и конечными оборотами привода.

Выражение (19) зависит от k явно, а также через x_1 и x_2 . Минимум t_m найдем путем построения кривых для конкретных числовых данных. В отличие от предыдущих примеров положение минимума зависит от числа оборотов ω_m , до которых надо разогнать механизм.

Вычисления выполним для трех значений $\frac{60}{2\pi} \omega_m = 50$; 75; 100 об/мин и следующих соотношений:

$$\frac{J_c}{J_\partial} = 56,1; \frac{M_m (1+\varepsilon)}{M_c} = 1; \frac{J_c}{M_c} = 0,35 \text{ sec}^2;$$

$$\varepsilon = 0,2; s_m = 0,25; \frac{60}{2\pi} \omega_z = 1000; \omega_0 = 0.$$

Уравнение (21) позволяет произвести необходимые расчеты. Результаты приведены на рис. 3. По кривым видно, что экстремум не резкий и оптимальные значения получаются для $n_m = 50$, $k \approx 10,5$; $n_m = 75$, $k \approx 9$; $n_m = 100$, $k \approx 8,8$.

Изложенный материал указывает пути выбора оптимального прицельного числа при меняющихся по различным законам моментах двигателя и учете различных процессов управления

Литература

1. Р. Л. Аронов, Выбор оптимального передаточного отношения. Сборник научно-технических статей ХЭТИ № 8.

2. Р. Л. Аронов. Электрооборудование промышленных приводов. Гостехиздат Украины, стр. 111—112, 1934.

3. L. A. Umansky. Steel Mill Auxiliary Drivers. GEF October, 1922.



К статье А. М. Залесского „Профилактические испытания изоляции электрических машин“

(см. стр 38—43 этого номера)

*Кандидат техн. наук
И. А. СЫРОМЯТНИКОВ*

Технический отдел Министерства
электростанций СССР

Статья А. М. Залесского посвящена весьма актуальному вопросу. К сожалению, статья не дает почти ничего нового для работников эксплуатации, а в некоторых вопросах дезориентирует их. Данные об авариях машин даются, главным образом, на основании довоенной статистики. Это является серьезным недостатком, так как профилактические испытания машин, внедренные в практику за годы Великой Отечественной войны, значительно снизили аварийность машин.

Автор, повидимому, не знаком с техническими инструкциями МЭС, относящимися к профилактическим испытаниям, изданными за последние годы, а также с рядом публикованных работ по вопросам профилактики изоляции, в результате чего ряд вопросов изложен неправильно.

Утверждение автора о том, что в системе МЭС не применяется профилактических испытаний двигателей, видимо, основано на незнакомстве с ведомственной технической литературой. В мае 1941 г. противоварийным циркуляром Технического отдела за № 9/214 «Об бесперебойности электроснабжения собственного расхода электростанций» среди прочих мероприятий предложено было в обязательном порядке проведение испытаний двигателей повышенным напряжением переменного тока. Эти испытания получили самое широкое распространение и дали весьма хорошие результаты.

Следует отметить, что борьба с аварийностью обмоток машин должна вестись не только при помощи профилактических испытаний, как это утверждает автор. Безаварийная работа зависит в очень большой степени от качества изоляции, применения типов машин, соответствующих условиям работы, и т. п.

Непонятно, почему автор уделяет так много внимания вопросу об измерении угла диэлектрических потерь для обмотки статора.

Утверждение автора, что угол диэлектрических потерь может отмечать общее увлажнение обмотки и служить контролем при сушке, не подтверждено никаким фактическим материалом. Для маканитовой изоляции вряд ли угол диэлектрических потерь может указывать на общее увлажнение.

Техническим отделом МЭС измерение угла диэлектрических потерь признано необязательным (см. Эксплуатационный циркуляр Э-25, 1946 г.). По решению Государственной инспекции по энергонадзору этот циркуляр является обязательным для всех электроустановок промышленных предприятий.

Измерение $\operatorname{tg} \delta$ следует производить только для наполнения статистических данных.

Рассуждения автора об ослаблении изоляции вследствие ионизации газовых включений совершенно неубедительны, поскольку они не подтверждены экспериментальными данными или статистическим материалом. Такого рода рассуждения никак не могут способствовать внедрению

в практику эксплуатации профилактических испытаний изоляции, за которые так ратует А. М. Залесский.

Предложение ввести в практику эксплуатации испытание выпрямленным напряжением заслуживает внимания, хотя и не является новым. Автору следовало бы указать, что в Эксплуатационном циркуляре Технического отдела МЭС Э-12 «Об электрических испытаниях изоляции электрооборудования», 1944 г., предписывается для двигателей собственного расхода при отсутствии испытательного оборудования для испытания повышенным напряжением переменного тока проводить испытание выпрямленным током высокого напряжения, причем величина испытательного напряжения принята в два раза больше соответствующего напряжения переменного тока, за исключением двигателей с номинальным напряжением 6 кВ.

По нашему мнению, рекомендацию заменить испытание переменным током испытанием выпрямленным током следует признать преждевременной, поскольку автор не приводит каких-либо обоснований, основанных на фактическом материале. Этот метод должен быть предварительно проверен, после чего можно будет обоснованно говорить о нормах испытания и о широком внедрении испытания выпрямленным током в эксплуатации.

Статья А. М. Залесского, не давая практически ничего нового в вопросах профилактических испытаний, опорочивает существующие методы испытаний без достаточных оснований.

По нашему мнению, профилактические испытания электрических машин должны проводиться в следующих направлениях:

1. Широкое внедрение в энергосистемах профилактических испытаний, установленных эксплуатационными циркулярами Э-12 и Э-25. Ни в коем случае нельзя отказываться от испытания изоляции повышенным напряжением переменного тока.

2. Изучение эффективности проводимых в системах профилактических испытаний.

3. Разработка простых эффективных способов контроля витковой изоляции.

4. Изучение других методов испытания изоляции (испытание выпрямленным напряжением, индикатор частичных разрядов, импульсный метод и т. п.).

Кандидат техн. наук Л. Г. МАМИКОНЯНЦ

Центральная научно-исследовательская лаборатория
Министерства электростанций СССР

В статье А. М. Залесского рассматривается очень важный и актуальный вопрос. Однако, ценность статьи в значительной степени снижена из-за отсутствия статистических данных, что делает неубедительным мнение автора о неэффективности применяемых методов профилактики. По этой же причине в статье не получает разрешения старый вопрос об опасности для изоляции испытания повышенным напряжением переменного тока. Дальнейшее обсуждение этого вопроса без конкретного материала нецелесообразно.

Большого внимания заслуживает испытание изоляции машин повышенным выпрямленным напряжением, которому

автор отдает явное предпочтение перед прочими методами. Однако, еще рано рекомендовать этот метод для широкого внедрения в практику эксплуатационных испытаний. Необходимо, чтобы этот метод был тщательно изучен на нескольких десятках объектов, и только после этого можно будет говорить о более или менее обоснованных нормах испытания и о внедрении их в эксплуатацию.

Непонятно, почему автор исключает из разряда профилактических испытаний испытания, имеющие целью определение увлажненности обмоток. Нам кажется, что все испытания, направленные на предупреждение повреждения изоляции в рабочем состоянии, вследствие ее ослабления по тем или иным причинам, включая и увлажненность, относятся к разряду профилактических. Методам контроля влажности изоляции машин должно быть удалено также большое внимание. В частности, для машин с микармитовой изоляцией, по нашему мнению, хорошие результаты в этом отношении дают кривые абсорбции. Метод измерения емкости, как показали работы, проведенные в ЦНИИЭЛ, для микармитовой изоляции не дает хороших результатов.

В отношении дальнейших работ по профилактике изоляции электрических машин целесообразно следующее:

1. Сохранение в основном вперед до получения обоснованных статистических данных о результатах проведимой профилактики изоляции машин существующих указаний, широкое их внедрение во все энергосистемы и промпредприятия. Следует признать целесообразным лишь отказ от измерения $tg \delta$.

2. Систематическое подведение итогов профилактических испытаний двигателей и генераторов, проводимых уже в течение нескольких лет в целом ряде энергосистем.

3. Проведение систематического изучения и постановку работ по профилактике изоляции вращающихся машин и в первую очередь: а) испытание изоляции повышенным напряжением постоянного тока; б) выяснение вопроса о действительном снижении прочности изоляции под воздействием повышенного напряжения переменного тока; в) разработка эффективных методов контроля междудвигательной изоляции и ряд других работ (кривые абсорбции, применение индикатора частичных разрядов и др.).

Инж. А. В. КАЛАНТАРОВ

Энерголаборатория Ленэнерго

Вопрос о профилактических испытаниях изоляции крупных электрических машин до настоящего времени не решен и его обсуждение представляется весьма нужным и своевременным.

Старые методы испытаний, действительно, нас не вполне удовлетворяют. Новые методы, какими бы они ни представлялись хорошими, еще недостаточно опробованы на практике. Поэтому для крупных электрических машин нам представляется необходимым производить полный комплекс испытаний, включающий как старые, так и новые виды испытаний.

Что касается мелких машин и двигателей, то для них в настоящее время следует считать достаточным сокращенный объем испытаний, который предусмотрен эксплуатационными циркулярами Э-12 и Э-25 и проводится энергосистемами, а именно, измерение сопротивления изоляции и испытание повышенным выпрямленным напряжением с измерением тока утечки при величине испытательного напряжения, по Э-12, от 3 000 до 15 000 В для машин от 500 до 6 000 В и 2 000 В для машин до 380 В. В отношении отдельных видов испытаний полного комплекса необходимо отметить следующее:

1. Измерение сопротивления изоляции меггером является очень простым методом испытания и поэтому весьма пригодно для регулярного применения в эксплуатации. По сопротивлению изоляции можно судить об увлажнении ее, о наличии местных сквозных дефектов или ослаблений. В особенности может быть полезным применение для высоковольтных машин меггера 2 500 В, который теперь выпускается заводом «Энергогибзор». Поэтому нельзя согласиться с А. М. Залесским, который по существу отвергает применение меггера при профилактических испытаниях, а с другой стороны, считает полезным измерение тока утечки при испытании выпрямленным напряжением, хотя измерение тока утечки и сопротивле-

ния изоляции является в сущности одним и тем же. Следует только подчеркнуть необходимость строгого регламентирования применения меггера, например для повседневных измерений установить время вращения меггера 1 min и т. д.

2. Измерение диэлектрических потерь, действительное не оправдало тех больших надежд, которые на него возлагались. Однако, в литературе все же имеются указания о пользе этих измерений при периодических испытаниях. Наиболее категорично высказывается в этом направлении Б. П. Бурьянов на основании результатов измерения $tg \delta$ генераторов в Мосэнерго, о чем упоминает и А. М. Залесский. Но нельзя согласиться с мнением А. М. Залесского, что нам уже не интересны характеристики изоляции генератора, проработавшего 120 000 h, так как и без того ясно, что изоляцию следует сменить. В действительности же всякая возможность допустить машину к эксплуатации без особого риска лишние десятки тысяч часов даст, конечно, большой народнохозяйственный эффект.

Мы считаем, что еще следует производить периодическое измерение $tg \delta$, емкости, в особенности там, где эти измерения производились ранее, и особенно для машин, проработавших большое время. В Ленэнерго измерения диэлектрических потерь в изоляции машин, начатые в 1932 г., продолжают производиться. Наибольшее время эксплуатации машин только еще достигает цифры 100 000–120 000 h. Для этих машин $tg \delta$ за последние годы не продолжает несколько уменьшаться или остается почти постоянным; отчетливого увеличения $tg \delta$ еще не отмечается.

3. В отношении испытаний повышенным напряжением следует вполне согласиться с доводами А. М. Залесского в пользу испытания выпрямленным напряжением. Что касается величины испытательного выпрямленного напряжения, то для нее можно было бы рекомендовать значение, в 1,5–2,0 раза превосходящее номинальное линейное эффективное напряжение, с постепенным переходом от нижнего к верхнему пределу. По циркуляру Э-12 главную изоляцию статоров генераторов и компенсаторов следует испытывать при напряжении (1–1,3) от номинального линейного. Если принять очень осторожную цифру переходного коэффициента для соотношения прочности на переменном (для эффективного напряжения) и выпрямленном токе, равную 1,5 (т. е. принять почти равную электрическую прочность в обоих случаях), то получаем:

$$U_{исп. выпр} = 1,5 \cdot (1 \div 1,3) U_n = (1,5 \div 2,0) U_{н.ом. лин. эф.}$$

Указанная величина сходна с цифрой, к которой пришел А. М. Залесский, а именно:

$$U_{исп. выпр} = 1,84 U_{н.ом. лин. эф.} = 3,2 U_{н.ом. фазн. эф.}$$

В Ленэнерго с 1946 г. уже производятся испытания изоляции крупных машин выпрямленным напряжением $1,5U_{н.ом. лин. эф.}$ с постепенным переходом к $20U_{н.ом. лин. эф.}$, испытание переменным напряжением величиной $U_{лип}$ оставлено и производится при измерении диэлектрических потерь до этого напряжения.

Однако, такой уровень испытательного напряжения слишком низок; целесообразно до полного отказа от испытаний переменным напряжением повысить его до 1,5 номинального линейного, как это допускается циркуляром Э-12, но насколько нам известно в энергосистемах не применяется. В Ленэнерго за время профилактических испытаний линейным напряжением крупных электрических машин с 1932 г. ни разу не было пробоя во время испытаний, но был случай пробоя в эксплуатации через $1/2$ года после капитального ремонта и испытания.

4. Такие виды испытаний, как абсорбционное и испытание индикатором частичных разрядов, следует рассматривать, как находящиеся в процессе опробования и разработки. Окончательное суждение о них дать еще не представляется возможным.

5. Самым слабым местом в испытании изоляции машин является испытание витковой изоляции. Метод импульсного испытания очень заманчив, но требует опробования. В случае благоприятных результатов необходима разработка и изготовление компактного и недорогого испытательного оборудования.

Инж. М. И. РАПОПОРТ

ОГРЭС

Совершенно недостаточная разработанность вопросов профилактических испытаний электрических машин обретает всякую попытку создать в настоящее время какую-либо систему профилактических испытаний на известную отвлеченность и субъективность. А. М. Залесский, выступая с такой попыткой, также выдвигает ряд весьма спорных положений.

Наиболее спорным является основной вывод А. М. Залесского. Рассматривая все существующие и наименее методы профилактических испытаний изоляции машин, он постепенно отбрасывает все способы, за исключением испытания повышенным напряжением постоянного тока, и отмечает лишь желательность экспериментирования с импульсным методом испытания витковой изоляции.

Несомненно, что в изоляции электрических машин, так впрочем и во многих других видах изоляции, сосредоточенные дефекты являются наиболее распространенным повреждением, и что измерение утечек на выпрямленном напряжении позволяет обнаружить некоторые сосредоточенные дефекты изоляции.

Однако, из этого нельзя делать вывода, что испытание на постоянном токе должно быть единственным. Такое испытание не позволяет обнаружить весьма значительную часть сосредоточенных дефектов, а также большинство распределенных дефектов и поэтому должно быть дополнено другими испытаниями.

Нельзя не согласиться с автором в том, что измерение $\operatorname{tg} \delta$ и снятие зависимости тока абсорбции от длительности приложения напряжения реагируют лишь на распределенные повреждения изоляции. Однако, на основании этого нельзя делать вывод, что такие испытания бесполезны. Распределенные дефекты встречаются реже, чем сосредоточенные, но они все же встречаются и приводят к авариям. Избавиться от таких аварий можно, только применяя методы, способные обнаружить эти дефекты.

Если для сравнительно мелких электродвигателей для проверки можно ограничиться лишь одним испытанием, обнаруживающим наибольшее количество дефектов, например испытанием постоянным током, то для генераторов и крупных двигателей необходимо применять определенный комплекс испытаний, способный обнаружить юдаляющее большинство дефектов.

Таким образом, для крупных машин следует применять испытание повышенным напряжением переменного и постоянного тока (последнее со снятием абсорбционной зависимости и с измерением сквозной проводимости), измерение частичных разрядов, измерение $\operatorname{tg} \delta$ и снятие кривой ионизации (в особенности для машин, проработавших более 10—15 лет) и, наконец, снятие зависимости емкости от температуры (если предполагается возможность увлажнения обмотки). Нужно иметь в виду, что даже этот комплекс испытаний не может обнаружить всех возможных дефектов, что заставляет интенсивно работать над изысканием новых методов испытаний, в том числе над упомянутым А. М. Залесским импульсным методом.

Возражения встречают также оценки отдельных методов, данные А. М. Залесским.

Нельзя согласиться с тем, что для машин, проработавших более 120 000 ч, необходима безоговорочная смена обмотки.

Нельзя также совершенно исключить из рассмотрения метод снятия кривой ионизации, позволяющий выявить машины с расслоившейся изоляцией.

Неверна также оценка метода абсорбции. Это испытание подобно измерению $\operatorname{tg} \delta$ обнаруживает не только увлажнение, но и другие распределенные дефекты (например, разъединение изоляции в результате ионизации и т. п.). Интерес к этому методу обусловлен тем, что он дает более полные и подробные данные об общем состоянии изоляции, чем измерение $\operatorname{tg} \delta$.

Совершенно напрасно А. М. Залесский уделяет индикатору частичных разрядов лишь несколько отдельных критических замечаний. Этот метод, очень хорошо реагирующий на сосредоточенные дефекты, повидимому, в приложении к машинам имеет большое будущее; необходимо переделочить внимание на разработке этого метода и совершенствовании «довольно капризной аппаратуры».

Анализируя вопрос об испытании изоляции повышенным напряжением постоянного тока, А. М. Залесский ни слова не упоминает о таком важном факторе, как различие в распределении напряжения по слоям на переменном и постоянном токе. Этот фактор при оценке метода и при выборе величин испытательного напряжения играет не последнюю роль.

Не будучи сторонником применения столь низких испытательных напряжений, какими пользуются сейчас в энергосистемах (от 1 до 1,3 $U_{\text{лин}}$ на переменном токе и $\sqrt{2} U_{\text{лин}} \approx 2,5 U_{\text{фаз}}$ на постоянном), я не могу согласиться с А. М. Залесским, предлагающим повысить испытательное напряжение до 3,2 $U_{\text{фаз}}$ т. е. значительно выше применявшегося до сих пор на практике лишь на основе умозрительных заключений и некоторых единичных опытов.

Переход к более высоким испытательным напряжениям, если он вообще потребуется (т. е. если не будут разработаны неразрушающие испытания, позволяющие снизить роль испытаний повышенным напряжением в профилактике машин) должен быть обоснован тщательным лабораторным и теоретическим обследованием пробивных напряжений и распределения поля на моделях и конкретной изоляции машин.

Неясно мнение А. М. Залесского об испытании повышенным напряжением переменного тока. Указывая на вредное воздействие переменного повышенного напряжения на изоляцию и необходимость тяжелого испытательного оборудования, автор в то же время отмечает эффективность такого испытания, но не делает никакого определенного вывода о его применимости. Следовало бы совершенно четко сказать, что пока это испытание является необходимым и наиболее эффективным.

Инж. М. В. ХОМЯКОВ

Центральная лаборатория высоковольтных сетей
Мосэнерго

Заглавием своей статьи А. М. Залесский наметил обобщенное решение вопроса о профилактических испытаниях электрических машин, т. е. генераторов, компенсаторов и моторов. Так как условия работы каждой из этих категорий машин различны, подход к рассмотрению вопроса о профилактических испытаниях должен быть дифференцированным, хотя некоторые приемы профилактических испытаний и будут общими. Такого разделения в статье не сделано и автор свел вопрос к профилактическим испытаниям генераторов.

Статистика по МЭС как дооценного, так и послевоенного периода указывает на то, что большинство (50—60%) аварий генераторов происходит вследствие повреждения или неисправностей в обмотках возбудителей и цепей возбуждения, что объясняется недооценкой ответственности этого участка изоляции. Автор также не уделил внимания профилактическим испытаниям изоляции цепей возбуждения (где в основном применяется метод измерения сопротивления изоляции), а рассматривает вопрос о профилактических испытаниях изоляции статорных обмоток. Полагая, что вопрос о профилактических испытаниях изоляции обмоток ротора и цепей возбуждения будет предметом рассмотрения особой статьи, я остановлюсь также только на вопросе о профилактических испытаниях статорных обмоток генераторов.

Проводимые в настоящее время профилактические испытания электрических машин в целях обнаружения возникающих дефектов и направления и контроля ремонтных работ вполне себя оправдывают. Однако, эти методы еще недостаточно изучены и далеки от совершенства.

Многие работники впадают в ошибку, пытаясь обобщенно, однозначно и шаблонно разрешить проблему профилактических испытаний, вне зависимости от учета конструктивных особенностей отдельных агрегатов. Так, например, если влажность является главной причиной возникновения дефектов аппаратной изоляции, то для изоляции генераторов главной причиной возникновения дефектов являются механические повреждения и износ изоляции.

Таким образом, если при помощи измерения диэлектрических потерь вводов имеется возможность выявлять большинство возникающих дефектов, то для обмоток электрических машин измерение диэлектрических потерь не может выявить местных дефектов, что некоторых и разочаровывает. Но отсюда не вытекает необходимость соглашаться с выводом автора статьи о том, что измерение диэлектрических потерь для изоляции машин бесполезно. Абсолютная величина диэлектрических потерь действительно не служит показателем качества изоляции, но изменяемость потерь в зависимости от напряжения и температуры и асимметрия по фазам может иногда указать на неисправность изоляции.

Измерение диэлектрических потерь в изоляции статорных обмоток генераторов позволяет контролировать изменения, происходящие во всей массе изоляции, — старение, увлажнение и т. п., помогая правильно решать вопрос о сроке замены изоляции, необходимости сушки и т. п.

При решении вопроса о методике и объеме профилактических испытаний намечаются два противоположных подхода. Первый — новый — подход заключается в разработке методов измерения различных характеристик изоляции, диэлектрических потерь, емкости сопротивления изоляции, тока утечки, частичных разрядов, чтобы по изменению характеристик в зависимости от времени, напряжения, температуры и т. д. определять тенденции к изменению состояния изоляции.

Второй подход сводится к контролю изоляции методом приложения повышенного напряжения переменного тока.

В настоящее время все больше и больше инженеров отдают предпочтение первому направлению, как не подвергающему изоляцию опасности пробоя.

Величина сопротивления изоляции одно время считалась характеристикой недостаточной и ничего не определяющей, так как при измерении обычно получали противоречивые данные. Изучение тока абсорбции по времени позволили этот простой и доступный метод сделать весьма эффективным для профилактических испытаний. Высказанное же автором мнение, согласно которому ожидать значительной пользы от этого метода не приходится, является ошибочным.

Измерения с индикатором частичных разрядов, а еще лучше с осциллографом позволяют выявлять ряд дефектов. Но эти измерения у нас плохо проработаны, за исключением опыта применения индикатора частичных разрядов в Кемеровэнерго.

Измерения емкости изоляции от температуры или частоты позволяют оценивать степень увлажнения изоляции.

Для проверки наличия нужного запаса электрической прочности изоляции достаточно было бы кратковременного приложения испытательного напряжения на время, определяемое долями секунды. Но поскольку в настоящее время отсутствуют надежные способы оценки результатов такого испытания, приходится выбирать время 1 мин.

Предложение же уменьшить время приложения напряжения при испытании до 30 сек следует приветствовать.

В вопросе выбора рода тока испытательного напряжения — переменного или постоянного — автор правильно ставит вопрос о целесообразности перехода при испытании изоляции электрических машин на испытание изоляции выпрямленным (постоянным) током высокого напряжения.

При этом коэффициент пересчета включения испытательного напряжения переменного тока к величине испытательного напряжения выпрямленного тока не должен выбираться более 1,4.

Постоянный ток высокого напряжения дает лучшую избирательность к пробою дефектных мест и меньше вредит здоровью или с еще неразвившимся дефектами изоляции. Подтверждением высказанного служит уменьшение коэффициента упрочнения пробивного напряжения для изоляции, имеющей дефект.

Выбор величины испытательного напряжения для изоляции статорных обмоток генераторов должен определяться условиями работы генератора. Эти условия грубо можно подразделить на четыре категории: первая — генератор работает замкнутым блоком на трансформатор; вторая — генератор работает на шины, имеющие небольшую кабельную сеть; третья — генератор работает на шины, имеющие кабельную некомпенсированную сеть с током замыкания на землю более 20 А; четвертая — генератор работает на шины, имеющие воздушные фидеры и защищенный специальными вентильными разрядниками для защиты вращающихся машин.

Для первой категории машин практика показывает, что величину испытательного напряжения переменного тока следует поднимать выше линейного напряжения машины $U_{лин}$. Для второй категории машин целесообразно поднять величину испытательного напряжения до 1,3 $U_{лин}$ для третьей — до 1,5 \div 1,6 $U_{лин}$ и для четвертой — до 1,8 \div 2,0 $U_{лин}$. Аварийность машин из-за пробоя изоляции статорных обмоток отмечается, главным образом, для машин третьей и четвертой категорий, что подтверждает недостаточность применяемых для них величин испытательного напряжения.

Следует согласиться с выводом А. М. Залесского, что испытание витковой изоляции машин методом повышенного напряжения на 30% бесполезно. Разработка эффективных методов испытания витковой изоляции чрезвычайно важна. В настоящее время центральной лабораторией ВВС Мосэнерго успешно проводятся в эксплуатационных условиях опыты импульсных испытаний витковой изоляции с применением в качестве индикатора катодного осциллографа.

Таким образом, внедрение в практику эксплуатации новых методов профилактических испытаний должно сопровождаться глубоким изучением изменения характеристик изоляции в зависимости от характера и степени развития дефекта.

В энергосистемах СССР широко развивается исследовательская работа, что позволяет через небольшой промежуток времени накопить нужные знания и значительно усовершенствовать методы профилактических испытаний. Поставленные автором статьи вопросы, а также материалы дискуссии по статье будут толчком к развитию творческой деятельности наших инженеров.

(Окончание дискуссии будет дано в одном из ближайших номеров).



Размагничивание кораблей

(Обзор)

Магнитное поле, создаваемое стальным телом корабля и изменения этого поля представляют интерес в отношении: во-первых, возможности обнаружения корабля, во-вторых, возможности их использования в качестве взбудителя взрыва мины.

Для защиты кораблей от магнитных мин должна быть разрешена следующая проблема: сложная стальная конструкция, движущаяся в магнитном поле и обладающая также собственной остаточной намагниченностью, должна быть сделана невоздействующей на магнитно-чувствительный механизм вообще или воздействующей на таком расстоянии, что возникающий в результате взрыв будет опасен для этой конструкции. Принцип решения очевиден—надо поместить на конструкции обмотку, обтекаемую током и создающую дополнительное намагничивание, изменяющее внешнее поле конструкции. Однако, возник ряд практических трудностей, поскольку наведенное вертикальное намагничивание корабля зависит от географической широты, а наведенное горизонтальное намагничивание изменяется и по величине и по направлению в зависимости от курса. Кроме того, отдельные части корабля склонны проявлять себя на небольших расстояниях как постоянные магниты. Только на расстоянии свыше 15–30 м корабль может рассматриваться, как однородная намагниченная масса.

Должно также учитываться влияние магнитного груза. Так, 1 000 т рельсов, прошедших горячую прокатку в направлении север—юг и погруженных на корабль так, что направления намагничивания совпадли, могут создать поле, которое превосходящее по силе поле самого корабля. После разгрузки корабля его поле сохраняет некоторое дополнительное намагничивание, обусловленное присутствием магнитного груза в предыдущем рейсе.

Производились опыты на крейсере, сначала в сухом доке, а затем в плавании. На судне были устроены 5 вертикальных обмоток по 30 витков каждая, размещенных в известных интервалах по длине корпуса, и горизонтальная обмотка из 5 витков, проходящая около ватерлинии. Для питания обмоток был применен генератор на 70 А постоянного тока. Помощью ртутного переключателя постоянный ток мог преобразовываться в переменный с частотой до 4 Hz. Результаты опытов: компенсация продольного намагничивания корабля в наиболее неблагоприятном его положении (север—юг) требовала, чтобы вертикальные обмотки создавали м. д. с. около 2 500 ампервитков. Соответственно для компенсации вертикального намагничивания корабля потребовалась м. д. с. горизонтальной обмотки около 350 ампервитков.

Для надлежащей защиты корабля требовалось его перенамагничивание в значительно большем размере. В последующих экспериментах, например, вертикальные обмотки развивали м. д. с. до 45 000 ампервитков. Было также установлено, что: а) вертикальное намагничивание корабля легче поддается управлению, чем горизонтальное; б) поскольку на данной широте величина вертикального намагничивания почти одна и та же при любом курсе корабля, регулировка управления вертикальной намагниченности независима от курса; в) поле, обусловленное продольным намагничиванием корабля, может быть существенно уменьшено путем регулирования тока в вертикальных обмотках только на известном расстоянии от корабля; степень нейтрализации будет зависеть от курса, следовательно, для каждого курса потребуется

регулировка в обмотках. Поблизости же от корабля общее уменьшение значений поля вряд ли возможно, если не применить непрерывную вертикальную обмотку, охватывающую большую часть длины корпуса.

Дальнейшие эксперименты проводились над моделью корабля в 1/48 натуральной величины. Здесь изучались влияние вибрации (а следовательно, и скорости корабля, обуславливающей величину вибрации), влияние предыдущей «магнитной истории» модели, поперечное намагничивание и т. д. Была установлена возможность значительного (в 4–10 раз) уменьшения горизонтального намагничивания путем применения дополнительных горизонтальных же обмоток в носовой и кормовой частях судна. Опыты делались и над моделями больших кораблей, 1/96 натуральной величины, и над моделями тральщиков в масштабе 1/24 и менее.

Классификация видов магнитного поля корабля. 1. Постоянное вертикальное намагничивание (ПВН) возникает с момента укладки киля в период постройки корабля. Процесс получения этого вида сходен с процессом намагничивания железного бруска, если последний держать вертикально и подвергать его конец легким ударам молотка. Процесс намагничивания обязан своим существованием магнитному полю земли с неизбежными вибрациями корпуса судна в течение постройки. Величина ПВН может несколько изменяться в зависимости от рейса, времени и испытываемой корпусом судна вибрации в плавании.

2. Наведенное вертикальное намагничивание (НВН), непосредственно зависит от магнитной широты местонахождения судна.

3. Постоянное продольное намагничивание (ППН) приобретается во время постройки корабля за счет горизонтальной составляющей земного поля и вибрации корпуса. Если бы судно при постройке было расположено точно по направлению с запада на восток или обратно, этот вид намагничивания отсутствовал бы. ППН остается постоянным в течение продолжительного времени; однако изменения могут иногда наступить, например, в результате чрезмерной вибрации при движении судна в одном направлении.

4. Наведенное продольное намагничивание (НПН) производится компонентной горизонтальной составляющей земного поля, направленной вдоль корпуса. Величина НПН непосредственно зависит от направления курса и магнитной широты.

5. Постоянное поперечное намагничивание (ПШН).

6. Наведенное поперечное намагничивание (НШН). Оба последних вида намагничивания обусловливаются компонентной горизонтальной составляющей земного поля, действующей поперек корпуса.

Все компоненты намагничивания создают общее вертикальное поле корабля, величина которого определяется их максимальными значениями на глубине, равной ширине корпуса.

Примерные средние значения для стальных кораблей: суммарное вертикальное намагничивание—90 mG, НПН и НШН—по 15 mG каждое; ПШН—15 mG.

Горизонтальные компоненты намагничивания примерно в 2 раза меньше вертикальных.

Методы подводных измерений магнитного поля. Установлена требуемая точность измерений ± 1 mG или $\pm 5\%$; выбирается наиболее точный предел. Вертикальность измерительного прибора под водой может иметь допуск около $\pm 6^\circ$; место его положения может иметь допуск в несколько футов в любом направлении.

А. Динамический метод (метод открытого ряда) заключается в расположении ряда (до 18) испытательных катушек по морскому дну и наблюдении поля корабля при его движении над катушками (рис. 1). Образец результата измерений приведен на рис. 2. Изменение потока определялось как интеграл по времени величины э. д. с., измеренной гальванометрами, присоединенными помощью кабелей к испытательным катушкам. Изменение силы поля получалось путем деления изменения потока на эффективное сечение испытательной катушки.

Преимущества метода: а) прямое измерение поля корабля с высокой точностью отдельных измерений; б) получение полной картины поля путем одновременного проведения измерений с различных точек; в) процесс измерения может не нарушать нормальной работы корабля. Недостаток метода—ограниченная точность в ряде случаев.

Б. Статические методы (методы фиксированных точек и кильевой). Динамический метод требует, чтобы корабль был в движении. Для измерения же в условиях стоянки у причала или в доке применяются статические методы. Для того, чтобы разделить измеренное поле на компоненты, обусловленные земным полем и собственно кораблем, делается два измерения в одном и том же пункте—до прибытия и после прибытия корабля. Поле корабля находится путем вычитания результатов первого измерения из второго. Очевидно, что при таком измерении требуется высокая точность; требующиеся приборы должны измерять полное поле в заданном направлении, т. е. должны быть магнитометрами.

При измерении в доке или у причала применяется метод фиксированных точек; магнитометры кладутся на дно так, чтобы киль корабля оказался над ними, и соединяются кабелями с измерительной аппаратурой на берегу. Для проверки эффективности размагничивания практически достаточен один ряд.

Кильевой метод заключается в опускании переносных магнитометров на тросях с палубы корабля под киль на различные глубины. Преимущества статических методов: а) не требуется движение корабля; б) положение корабля относительно магнитометров может быть точно известно; в) в открытом море переносные магнитометры дадут больше пользы, чем динамическое измерение. Недостаток—ограниченная точность ввиду непрямого измерения поля собственно корабля.

Применяемые приборы измеряют величину магнитной индукции **B**. Современным типом является магнитометр EFS. Его принцип действия показан на схеме рис. 3, а конструкция — на рис. 4. Внешнее поле создает поток в сердечнике из муметалла, так что устанавливается некоторое значение числа потокосцеплений с обмоткой *D*, присоединенной к гальванометру. Затем пропускается постоянный ток через импульсную обмотку *I*. На схеме видно, что верхняя и нижняя половины сердечника намагничиваются в противоположных направлениях. Сообщаемое поле велико, так что железо сердечника сильно насыщается. В результате, число потокосцеплений с *D* становится почти равным нулю; вначале же оно имело величину, зависящую от внешнего поля. Процесс установления тока в импульсной обмотке практически уничтожает вначале установленное число потокосцеплений с обмоткой *D*. Стрелка гальванометра совершает баллистический отброс при установлении тока в обмотке *I* благодаря изменению числа потокосцеплений. Измерение поля делается путем регулирования тока в наружном нейтрализующем соленоиде до тех пор, пока гальванометр не перестанет давать отброса стрелки.

Практически обмотки *D* и *I* объединены в одну обмотку, с выведенной средней точкой. Точная балансировка выхода делается добавочными сопротивлениями. Сердечник представляет собой отрезок проволоки из муметалла диаметром 1 мм. Для увеличения чувствительности по концам устроены полюсные наконечники из муметалла. Благодаря им земное поле является достаточным для частич-

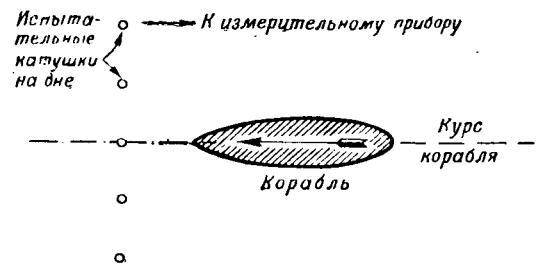


Рис. 1.

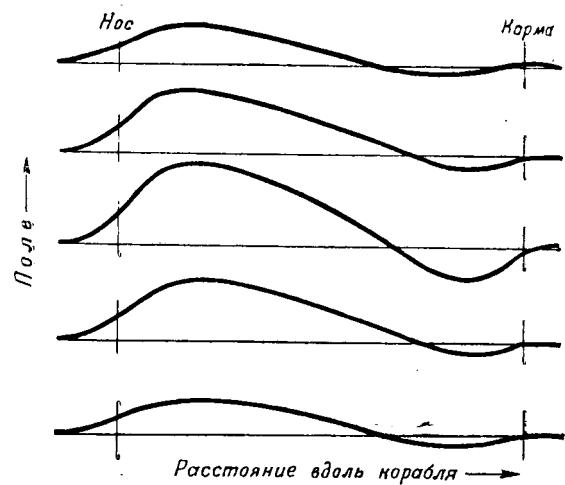


Рис. 2.

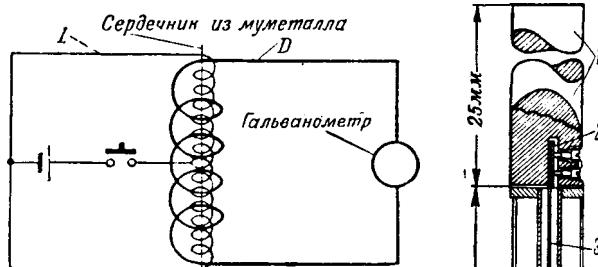


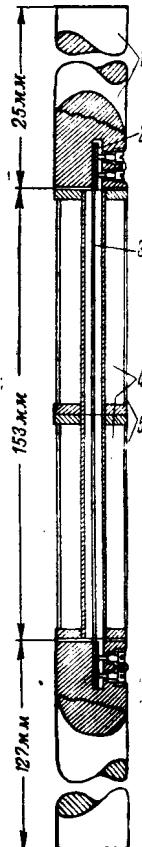
Рис. 3. Принцип схемы магнитометра EFS.

ного насыщения сердечника, если нет тока в нейтрализующем соленоиде.

Нейтрализация магнитного поля корабля посредством обмоток. Нейтрализация вертикального поля корабля делается путем так называемой главной обмотки *M*, укладываемой горизонтально вдоль корпуса. Однако, требуемая м. д. с. неодинакова для различных частей корабля, поэтому во многих случаях устраивались три обмотки: *MF*, *MM* и *MQ* (рис. 5).

Для корректировки по курсу, т. е. для нейтрализации НПП, применяются обмотки *FI* и *QI* в носовой и кормовой частях корабля. Иногда они полезны для уточнения работы обмотки *M*; в таком случае их обозначают *FM* и *QM*. Наконец, этого рода обмотки полезны и для компенсации ППН, в этом случае им присвоены обозначения *FP* и *QP*.

Нейтрализация НПН требует регулирования м. д. с. обмоток по закону косинуса. Ручное регулирование заменяется автоматическим с помощью сундукового жиркомпаса. Передача «команды» осуществляется от двигателя *M*,

Рис. 4.
1—полюсный наконечник из муметалла; 2—опорная пластина из латуни; 3—сердечник из муметалла; 4—импульсная катушка; 5—соленоид.

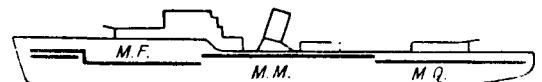
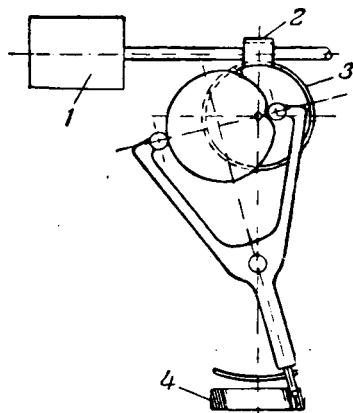
Рис. 5. Расположение обмоток *M*.

Рис. 6. Устройство кулачковой системы.

1-двигатель *M*; 2-червяк; 3-червячное колесо; 4-сопротивление, калиброванное по линейному закону.

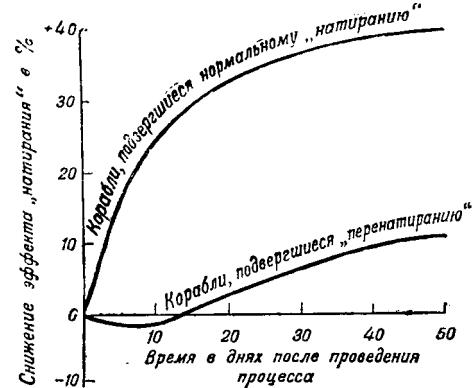
Рис. 8. Расположение обмоток *A*.

Рис. 9. Кривые эффекта „натирания“.

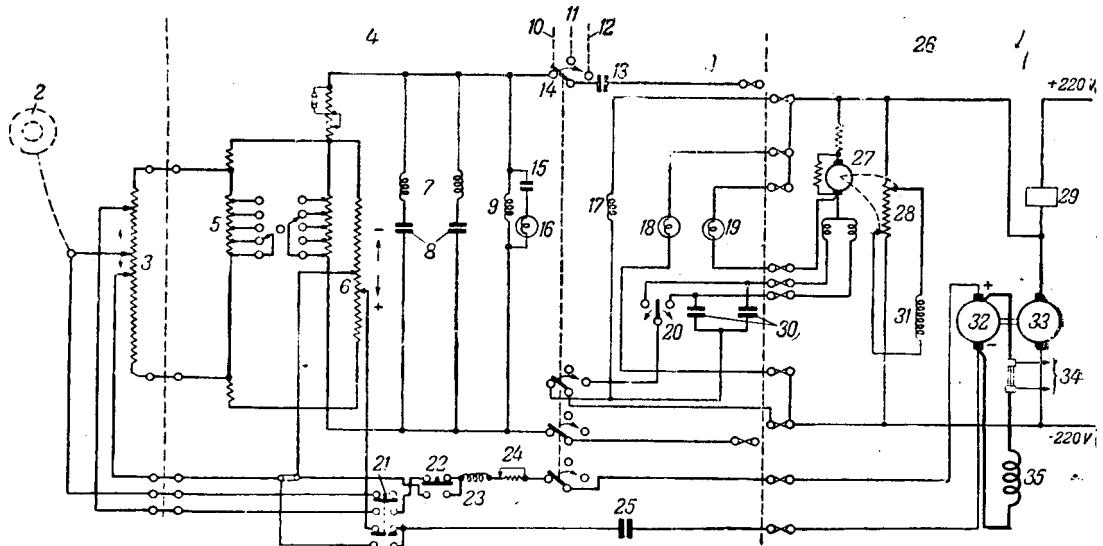


Рис. 7. Автоматическое регулирование по курсу. Схема оборудования для одной обмотки.

1-аппаратура автоматической передачи „команды“; 2-двигатель *M*; 3-потенциометр НПН; 4-оборудование щита управления коррекцией по курсу; 5-сопротивление для регулировки по зонам; 6-потенциометр НПН; 7-обмотка реле возбуждения двигателя регулятора напряжения (РВДРН); 8-контакты реле *MЭ*; 9-обмотка реле контроля напряжения 24 В; 10-автоматическое управление; 11-местное управление; 12-ручное управление; 13-реле 220 В; 14-переключатель управления; 15-реле указательной лампы; 16-указательная лампа напряжения 24 В; 17-обмотка реле контроля напряжения 220 В; 18-указательная лампа процесса регулирования м. д. с.; 19-указательная лампа процесса регулирования м. д. с.; 20-переключатель для ручного регулирования м. д. с.; 21-кнопка проверки нейтрализации НПН; 22-кнопка проверки нейтрализации НПН; 23-магнитоэлектрическое реле *MЭ*; 24-реле контроля напряжения 24 В; 25-контакты реле контроля напряжения 24 В; 26-оборудование по размагничиванию низким напряжением; 27-двигатель регулятора напряжения; 28-регулятор напряжения генератора; 29-стартер; 30-РВДНР; 31-возбуждение генератора; 32-генератор; 33-двигатель; 34-приборы для измерения м. д. с.; 35-размагничивающая обмотка на корабле.

имеющего трехфазную четырехполюсную статорную обмотку и расслоенный ротор крестообразной формы. Положение ротора приводится в соответствие с жиркомпасом ступенями, посредством кулачковой системы, управляемой жирокомпасом.

В случае питания обмоток *F* от особых генераторов низкого напряжения (на 5÷10 В) регулирование может делаться путем воздействия на потенциометр в цепи возбуждения генератора (рис. 6). Принципиальная схема регулирования приведена на рис. 7. Краткое описание схемы: поло-

жения потенциометров НПН и ППН и переключателей сопротивлений регулировки по зонам определяют величину напряжения, необходимого для сообщения требуемой для данного курса м. д. с.; если действительное напряжение генератора отличается от этой величины, срабатывает включенное между потенциометрами и генератором магнитоэлектрическое реле, управляющее в свою очередь двигателем регулятора напряжения генератора. Реле МЭ может сработать в ту или другую сторону, в зависимости от знака возбудившей его разности напряжений; соответственно, двигатель регулятора напряжения вращается в нужную сторону, прибавляя или убавляя напряжение генератора. Процесс заканчивается тогда, когда напряжение генератора сравняется с напряжением, заданным системой потенциометров, и магнитоэлектрическое реле приходит в нейтральное положение.

Для нейтрализации ПШН и НШН применяются так называемые обмотки А (рис. 8). Их м. д. с. должна регулироваться согласно курсу по закону синуса. Автоматическое регулирование делается аналогично регулировке м. д. с. обмоток *FI* и *QI*.

Ориентировочный предварительный расчет м. д. с. обмоток делается по эмпирической формуле $H = 11 h$ для обмоток *M*, где *H*—м. д. с. в ампервитках; *h*—высота судна в метрах. Питание размагничивающих обмоток делается как от специальных генераторов низкого напряжения (5—10 В, 400—2 400 А), так и от сети корабля 110 и 220 В.

Затруднения с коммутацией низковольтных генераторов и стремление снизить вес размагничивающего оборудования для небольших судов привели к развитию системы питания непосредственно от электросети корабля. В новейших установках обмотки выполняются из уложенных внутри корабля освивцованных кабелей с изоляцией из лакоткани. Первоначальная практика устройства обмоток снаружи корпуса корабля или на палубах почти оставлена ввиду слишком частых повреждений наружных обмоток. Повышение температуры кабелей теперь допускают до 40° С. О размерах размагничивающих установок дают представление цифры, относящиеся к линкору: вес обмоток 30 т, общая длина жил кабелей в обмотках около 45 км, максимальная мощность, потребляемая катушками, около 110 kW. По обмотке протекает ток до 94 А; мощность, рассеиваемая в балластных и регулировочных сопротивлениях, относящихся к этой обмотке, доходит до 5,5 kW; понадобилось устройство вентиляции помещения, где установлено это оборудование.

Большие торговые суда (10 000 т и выше) имеют обмотки *M*, *F* и *Q*, питаемые от двигатель-генераторов. Стандартные напряжения генераторов: для обмоток *M*—35 В, для *F* и *Q*—12 В. Стандартные номинальные токи генераторов—550, 450 и 350 А.

Для очень больших судов применены генераторы: 60 В, 700 А—для обмоток *M* и 20 В, 60 А—для обмоток *F* и *Q*. Чтобы избежать прохождения кабелей через пассажирские помещения обмотки таких судов делаются наружными (вокруг корпуса); кабели защищаются сварным стальным прикрытием.

Временное изменение намагнченности кораблей путем «натирания». Процесс предназначен для временной нейтрализации ПВН кораблей, не оборудованных обмотками. Обертывающийся в горизонтальной плоскости корпус судна кабель, обтекаемый большим током ($1000 \div 2000$ А), поднимается и опускается несколько раз. Возможно местное «натирание» отдельных мест корпуса судна, отличающихся по силе намагнченности от других. Каждая сторона судна может натираться отдельно. В целях стабилизации результатов процесса на более или менее значительный срок (до 8 месяцев) предполагается перенатирание на 250% токами до 6 000 А и последующее натирание в обратном направлении почти до нормальной нейтрализации. Преимущество перенатирания видно из кривых рис. 9, вычерченных по результатам испытаний ста кораблей. При обработке судно устанавливается по направлению север—юг во избежание приобретения значительного поперечного намагничивания за счет земного поля. Получаемое продольное намагничивание удаляется затем другим методом нейтрализации постоянного намагничивания («деперминг»). Принимаются специальные меры для защиты магнитных

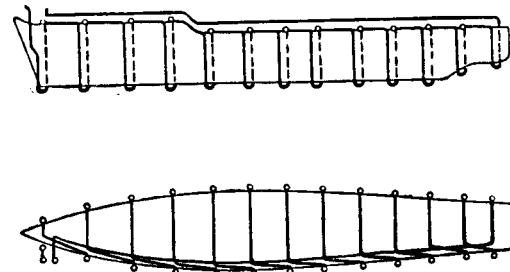


Рис. 10. Продольное размагничивание методом соленоида.

компасов судов при обработке—например, устройство вокруг них временной обмотки, через которую пропускаются после процесса натирания корабля переменные по направлению импульсы тока, постепенно уменьшающиеся до нуля по силе.

Недостатком метода натирания является то, что кабель с током имеет тенденцию прилипания к бокам корабля, так что подъем кабеля вверх может быть связан с риском повреждения. Кроме того, этим методом трудно скомпенсировать наведенную составляющую намагничивания.

Временное изменение намагнченности кораблей импульсом тока. Процесс состоит в нейтрализации ПВН корабля импульсом большого тока, пропускаемого через кабель, окружающий корпус корабля на уровне ватерлинии. Кабель или укладывается постоянно вокруг местоположения корабля по причалам, опускаясь на дно в выходе из причала, или же подвешивается на платах; последний прием предпочтительнее, так как путем удаления или приближения стальных платов к корпусу судна можно получить лучшую нейтрализацию различных местных намагничивающих корабля. Подобно перенатиранию и здесь полезно для увеличения стабильности результатов обработки судов делать сначала сильное перемагничивание (м. д. с. 20 000—40 000 ампервитков), а затем давать более слабый намагничивающий импульс другого направления. Как и натирание, этот способ не является достаточной мерой борьбы с наведенным намагничиванием корабля.

Продольное и поперечное размагничивание кораблей состоит в удалении ППН и ПШН. Принцип виден из рис. 10. Для нейтрализации ППН через «соленоид» пропускается импульс тока продолжительностью 20 сек для кораблей шириной до 18 т и 30 сек—для больших судов. Эти нормы продолжительности импульса обусловлены выхревыми токами, задерживающими нарастание тока в «соленоиде». Ожидаемый результат обработки состоит в том, чтобы остаточное намагничивание, оставшееся после пропускания импульса тока, сбалансировало часть постоянного натурального намагничивания, не удаленную в процессе обработки. Обычно требуется несколько импульсов.

Корректировка магнитных компасов кораблей в связи с размагничиванием. Размагничивающие обмотки влияют на магнитный компас корабля. Корректировка, достигается применением катушек без сердечников, окружающих компас, и питаемых током, напряжение которого пропорционально величинам тока в соответственных размагничивающих обмотках. Корректирующие катушки устраиваются для компенсации трех взаимно перпендикулярных составляющих магнитного поля.

Компенсация эффектов, вносимых «натиранием» корабля или размагничиванием импульсами, более трудна в силу того, что в этих процессах развиваются магнитные поля значительно больше нормальных. Поэтому исключительная важность придается мерам предосторожности, принимаемым в течение процессов с целью избежать намагничивания магнитных масс поблизости от компаса (механизм рулевого управления, труба, вентиляторы и т. д.). Приносит пользу приведение этих масс в состояние магнитной «стабилизации».

Литература

1. JIEE, т. 93, № 70, стр. 435—455, 1946.
2. JIEE, т. 93, № 71, стр. 488—517, 1946,

Кандидат техн. наук В. А. ГОВОРКОВ

ФИЗИЧЕСКИЕ И ОБЩЕТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРИЧЕСТВА

M. Landolt. К вопросу построения кривых намагничивания и петель гистерезиса. *Bull. ASE*, № 14, стр. 383-387, 1947.

Кривые намагничивания ферромагнитных материалов, построенные в прямоугольных координатах с линейным делением по осям, имеют тот недостаток, что для нахождения намагничивающих сил при больших и при малых значениях индукций необходимо иметь эти кривые в различных масштабах. Это обстоятельство затрудняет пользование кривыми. Если при этом на одном листе даны кривые для различных материалов, то пользование кривыми становится еще более затруднительным.

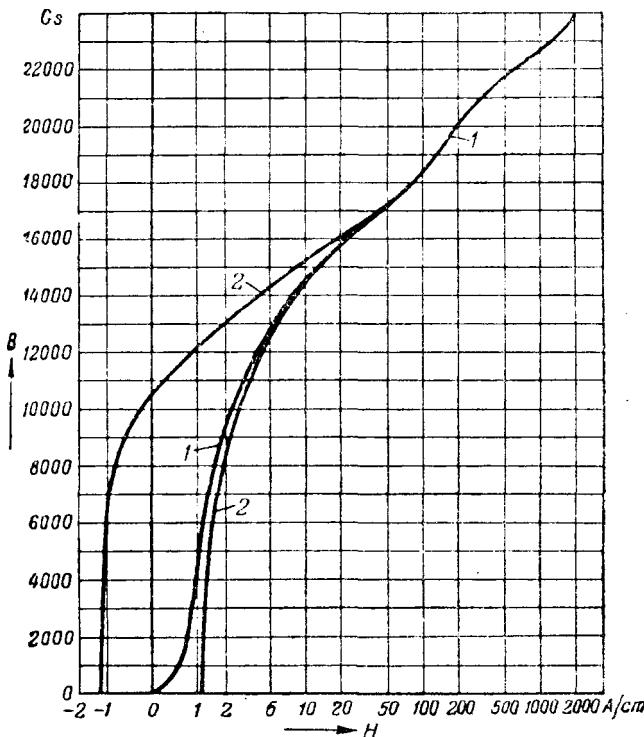
Поэтому было предложено откладывать по оси абсцисс напряженность поля в логарифмическом масштабе. Кривые намагничивания, построенные таким образом, были впервые опубликованы Рихтером в его курсе электрических машин. Однако, при логарифмическом масштабе никогда не достигается нулевое значение намагничивающей силы, вследствие чего нельзя построить кривых гистерезисной петли. Чтобы избежать этого недостатка и в то же время сохранить преимущество логарифмического масштаба, автор реферируемой статьи предлагает откладывать по оси абсцисс функцию напряженности H

$$x = \lg \left(\frac{H}{2} + \sqrt{\frac{H^2}{4} + 1} \right).$$

При больших значениях H эта функция совпадает с логарифмической

$$x \approx \lg H,$$

благодаря чему сохраняются преимущества логарифмической шкалы намагничивающих сил.



При весьма малых значениях H вышеуказанная функция совпадает с линейной

$$x \approx 0,217147H,$$

благодаря чему оказывается возможным построение гистерезисной петли.

На рисунке приведены кривая намагничивания 1 и петля гистерезиса 2, построенные по описанному способу.

Кандидат техн. наук В. В. ЕНЬКО

ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ТРАНСПОРТА

Электромобильный транспорт. *El. Rev.*, № 3565, стр. 468, 1946; № 3631, стр. 1060, 1947; № 3632, стр. 31-32, 1947; *Bull. ASE*, № 7, стр. 203, 1947.

Электромобили, применяемые в Англии для обслуживания торговой сети, имеют большей частью грузоподъемность от 0,6 до 1,5 т. Применяются электромобили и для других целей. Так, инвалидный электромобиль облегченного типа представляет собой трехколесный, как правило, одноместный экипаж с ведущими задними колесами, управляемыми от горизонтальной рулевой штанги. Центр тяжести инвалидного электромобиля типа «Солокар» расположен настолько низко, что возможность переворачивания экипажа во время движения исключается. Особое внимание уделяется амортизации экипажной части электромобиля от толчков, сообщаемых неровностями дорожного покрытия. Инвалидный электромобиль оборудован тяговой аккумуляторной батареей, напряжением 36 В, при емкости 68 Ah (при 5-часовом режиме разряда), обеспечивающей радиус действия электромобиля в 64 км. Электромобиль может перемещаться со скоростью от 9,6 до 19,2 km/h. Расход электроэнергии, с учетом к. п. д. аккумулятора и зарядного устройства, отнесенный к сети переменного тока, составляет около 63 Wh/km.

На организованной в Манчестере выставке электромобилей были представлены четырехколесные электромобили для обслуживания торговой сети открытого и закрытого типов, трехколесные малогрузовые электромобили типа «Пони» открытого и закрытого исполнения, трехколесные промышленные электромобили грузоподъемностью 2 т, снабженные подъемной платформой.

На 31-й швейцарской выставке в Базеле (1947 г.) были широко представлены аккумуляторные батареи различных типов, в том числе батареи для электромобилей в пластмассовых ящиках: тяговые кислотно-свинцовые с решетчатыми пластинами и с пластинами панцирного типа. В частности, экспонировалась современная тяговая электромобильная батарея, емкостью 200 Ah при напряжении 40 V.

Кандидат техн. наук Ю. М. ГАЛОНЕН

АВТОМАТИКА, ТЕЛЕМЕХАНИКА, ТЕХНИКА РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ

U. Krabbe. Дроссель насыщения и его применение. *ASEA J.*, т. 20, № 9, 1947.

В начале статьи делается попытка обосновать имеющий известное распространение термин «трансдуктор», что соответствует термину «дроссель насыщения». Попутно заметим, что привычный термин «дроссель насыщения» также не совсем удачен. Возможно, что следовало бы называть это устройство «катушка насыщения» или даже «насыщаемая катушка» (сокращение более пространного «насыщаемая постоянным током катушка»).

Отчасти по своему физическому процессу, а главное по достигаемому внешнему эффекту дроссель насыщения с независимым возбуждением, схема которого при последовательном соединении обмоток переменного тока показана на рис. 1, a, можно рассматривать как трансформатор постоянного тока. На рис. 2, a—кривая намагничения дросселя, —ее идеальное изображение. На кривой b—существует жестко фиксированная точка насыщения магнитной цепи. В области, лежащей ниже этой точки, $\mu = \infty$, в области, лежащей выше ее, $\mu_r = \frac{dB}{dH} \approx 0$.

В области, лежащей ниже точки насыщения, требуется исчезающие малые ампервитки для индуктирования напряжения конечного значения. За точкой насыщения изменение м. д. с. не сопровождается индуктированием э. д. с. ($\mu_r \approx 0$).

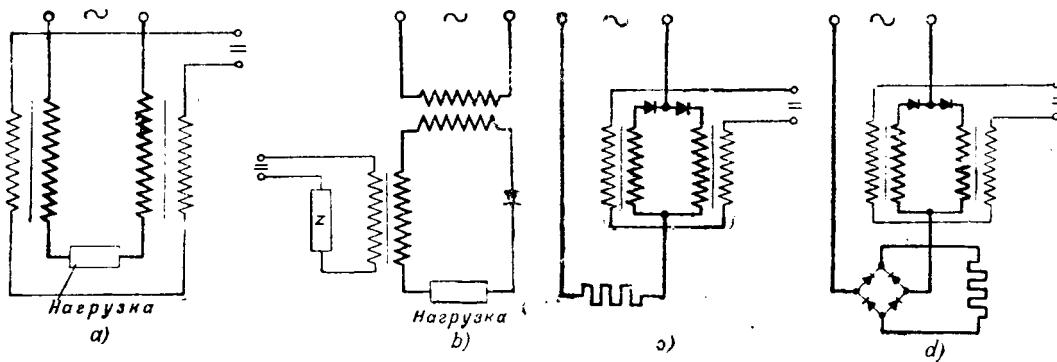


Рис. 1 Элементарные схемы дросселей насыщения.

При таком представлении о магнитных свойствах сердечника можно легко заключить, что в каждый полупериод переменное напряжение ложится на ту из последовательно соединенных обмоток переменного тока, ампервитки которой направлены встречно постоянным ампервиткам. Сумма ампервитков для магнитной цепи этой обмотки должна равняться нулю ($\mu \approx \infty$). Иначе говоря, ток главной цепи дросселя равен току подпитки, умноженному на коэффициент трансформации. Получается режим трансформатора тока. Практически соотношение $\Sigma AW \approx 0$ также верно при наличии нагрузки в цепи переменного тока. Очевидно, в этом случае достигается эффект усиления мощности подпитки.

Самовозбуждение дросселя (принцип обратной связи), осуществляемое путем подпитки дросселя шунтируяным и выпрямленным током нагрузки, позволяет достичь более высоких коэффициентов усиления, чем независимое управление. *b*, *c* и *d* на рис. 1—элементарные схемы самовозбуждения. В них главная обмотка дросселя и обмотка самовозбуждения совмещены. Простейшая схема *b* содержит лишь один сердечник и две обмотки—комбинированную главную и обмотку управления.

На рис. 2 *c* и *d*—кривая намагничивания дросселя и ее идеальное изображение. В интервале *ao* (рис. 3), вентиль заперт. Поток создается только ампервитками управления. Предполагается, что они таковы, что значение индукции в сердечнике лежит на кривой намагничивания ниже точки насыщения. Точка *o* соответствует прохождению переменного напряжения через нуль. В этой точке вентиль отпирается. До точки α_0 , соответствующей точке насыщения кривой намагничивания, напряжение в основном ложится на дроссель. В точке α_0 ток возрастает скачком до значения, при котором все напряжение ложится на нагрузку. В точке α_0' процесс начинает повторяться.

Иллюстрацией к этому представлению о процессе работы простейшего дросселя с самовозбуждением являются осциллограммы рис. 4. Осциллограммы показывают, как по мере увеличения управляющего тока и, следовательно, приближения точки *o* к точке насыщения магнитной цепи, уменьшается падающая на нагрузку доля напряжения. Описанный режим весьма напоминает процесс работы управляемого ионного преобразователя. Эта аналогия наталкивает на мысль, что среднее значение напряжения выхода схемы, управляемой дросселем с самовозбуждением, практически не зависит от нагрузки, что является отличительной ее особенностью. Элементарные схемы *c* и *d* с самовозбуждением имеют два элемента. Преимущества их—исключение подмагничивания постоянным током питающего трансформатора и исключение индуктирования э. д. с. в управляющей обмотке.

Таким образом, дроссель без самовозбуждения дает практический режим постоянства тока, а с самовозбуждением—режим постоянства напряжения. Дроссель по второй схеме (магнитный усилитель) позволяет достичь высокого коэффициента усиления. В дросселе без самовозбуждения нагрузка почти пропорциональна току управления. В другом типе эта зависимость имеет более сложный характер, ток нагрузки также сильнее искажен.

Верхний предел мощности дросселя насыщения определяют экономические факторы. При относительно весьма больших управляемых мощностях этот способ управления

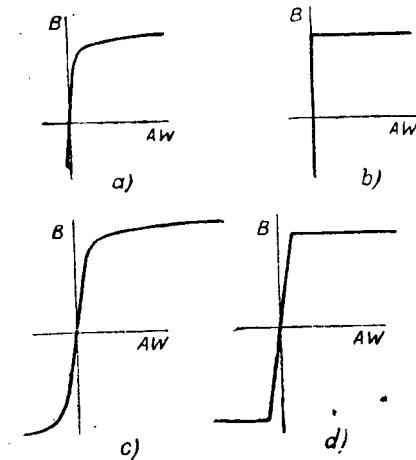


Рис. 2.

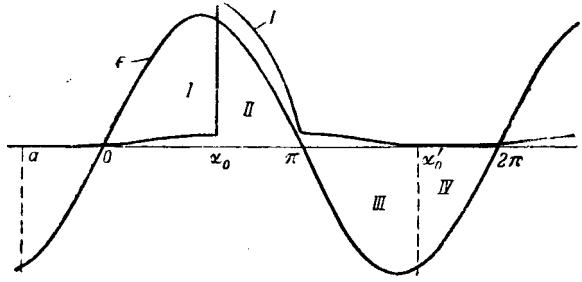


Рис. 3.

экономически неконкурентоспособен с другими известными способами автоматического контроля и управления. В статье приведен в качестве примера фотоснимок сравнительно мощного управляемого выпрямительного устройства для гальванистии на мощность 2·37,5 kW (Vance, GER, № 8, 1947) указывает как на достигнутый предел по управляемой мощности (несколько сот киловатт). Нижний предел выпрямленной мощности, для которой мыслимо создать дроссель,—несколько более 0,1 W.

Без самовозбуждения коэффициент усиления по мощности лежит в пределах 10—150, возрастаая с мощностью. (При относительно мощных конструкциях путем снижения потерь в цепи управления достичим коэффициент усиления 300—400. Примечание реф.). Предел усиленнию магнитного усилителя (дроссель с самовозбуждением) кладут колебания напряжения и частоты источника питания. Работа поляризованного дифференциального магнитного усилителя (рис. 5) в известных пределах не зависит от колебаний напряжения и частоты. В малых конструкциях в этой схеме можно оперировать мощностью управления до 10·W. Коэффициент усиления здесь достичим порядка 10^5 ; в простом усилителе он на один порядок ниже.

Полное сопротивление управляющей цепи колеблется в пределах $10^{-3} \div 10^3 \Omega$, в зависимости от габаритов.

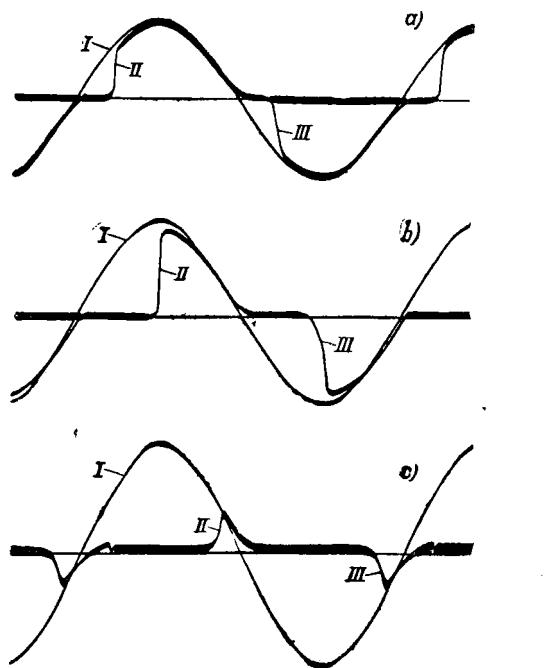


Рис. 4. Осциллограммы процесса работы дросселя с самовозбуждением по схеме *b* рис. 2.

a-практически все напряжение падает на нагрузку; *b*-около половины *a*; *c*-немногая доля напряжения падает на нагрузку; *I*-переменное напряжение; *II*-ток нагрузки; *III*-напряжение на вентилях.

Среднее значение потока дросселя определяет ток управляющей обмотки. В переходных процессах управляющие обмотки можно рассматривать как индуктивность в последовательном соединении с сопротивлением. Постоянная времени этих цепей приблизительно в два раза меньше, чем в том случае, когда обмотки переменного тока отключены. Постоянная времени цепи управления достигает при частоте источника переменного тока 50 Hz и предельных значениях коэффициента усиления значения порядка 5 сек и более. При коэффициенте усиления порядка 1 000 она падает до 0,05 сек. При одной и той же мощности постоянная времени растет вместе с коэффициентом усиления. Повышение частоты источника питания дросселя дает снижение постоянной времени.

Одно из наиболее ранних применений дросселя—измерительный трансформатор постоянного тока. Надлежащие магнитные материалы и рациональное проектирование обеспечивают ту же точность этого устройства, что и обычных трансформаторов тока. В статье приведен фотоснимок трансформатора тока на 6 000 A.

Дроссели без самовозбуждения применяются для промышленного нагрева, в частности для подогрева при бакелизации. Бесспорны достоинства схемы для питания луговых ламп для кино и для регулирования театрального освещения.

Управляемые твердые выпрямители для работы на батарею распадаются на две группы. К одной более широкой относятся выпрямители для стационарных батарей (буферная работа). К ним предъявляются требования обеспечения постоянства выходного напряжения в широком диапазоне изменения нагрузки и известных пределах колебаний напряжения сети. Ко второй группе относятся автоматические устройства для заряда батарей, в частности электрокар и аккумуляторных электровозов. Выпрямители для буферной работы осуществляются с обратной связью по так называемой системе автостат (Электротехническое, № 10, стр. 78, 1947).

В автоматических устройствах применяется независимое возбуждение (возможно частичное компаундирование батареи, приключенное к выходу выпрямителя — присоединение референта) и тем самым практически обеспечивается постоянство зарядного тока до точки газообразования с резким сбросом его в области этой точки. Достижимый высокий срок службы батарей и быстрый заряд

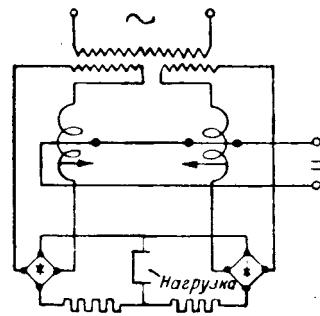


Рис. 5.

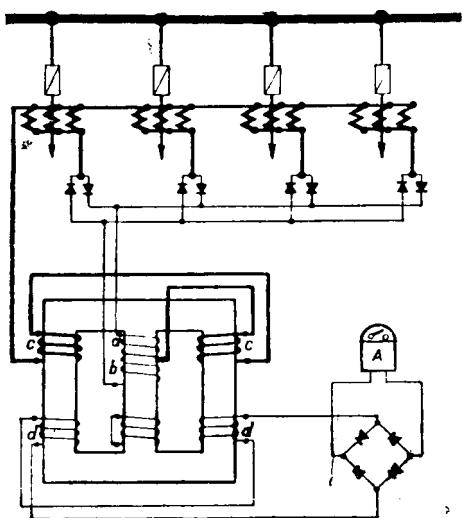
(что особенно важно для аккумуляторного промышленного транспорта) является высоким достоинством этих устройств.

Дроссели насыщения приобретают самое разнообразное применение в системах автоматического контроля электрических и неэлектрических величин, для стабилизации и регулирования напряжения и пр. Регулирование напряжения генераторов небольшой мощности осуществляется непосредственно управлением возбуждением при помощи дросселя. В мощных генераторах, требующих высокой скорости регулирования и сравнительной большой мощности возбуждения, в схему регулятора в качестве усилителя вводится подвоздбудитель. Подвоздбудитель имеет две дифференциально действующие обмотки возбуждения: ампервитки от магнитного усилителя сравниваются с ампервитками от источника стабильного тока. При напряжении, равном заданному, суммарные ампервитки возбуждения подвоздбудителя близки к нулю. Посадка напряжения генератора или короткое замыкание сопровождается понижением или полным снятием ампервитков от магнитного усилителя. Подвоздбудитель форсирует возбуждение генератора. При повышении напряжения генератора ампервитки, создаваемые магнитным усилителем, становятся преобладающими и возбуждение генератора падает. В статье приведена схема генератора колебаний низкой частоты. Дроссель насыщения находит применение как импедансное реле, для усиления фототоков, тока термоэлементов и пр. Область применения дросселей насыщения непрерывно расширяется.

Инж. И. И. РАГАУЗ

Защита шин на принципе магнитного торможения *El. Times*, № 2907, стр. 99—100, 1947.

В реферируемой статье описывается устройство для защиты шин высокого напряжения станций и подстанций от замыканий на землю с применением насыщающегося трансформатора. К вторичным обмоткам каждой группы трансформаторов тока, соединенным по схеме фильтра тока нулевой последовательности, присоединены два сухих выпрямителя различной полярности. В случае короткого замыкания вне зоны защиты (см. рис.) ток нулевой последовательности течет от одной группы трансформаторов тока через выпрямитель, тормозные обмотки *a* и *b* к другой группе трансформаторов тока. Выпрямленный ток, протекающий по тормозным обмоткам, обуславливает появление в среднем сердечнике магнитного потока постоянного направления, разветвляющегося поровну в боковые стержни. Короткозамкнутая обмотка на среднем сердечнике сглаживает пульсацию этого магнитного потока. Вследствие насыщения боковых стержней постоянным магнитным потоком протекание по рабочей обмотке *c* даже сравнительно большого тока небаланса не может вызвать значительного изменения магнитного потока. В случае же короткого замыкания в зоне защиты в рабочей обмотке *c* протекает переменный ток, равный полному вторичному току короткого замыкания. В боковых стержнях появляется переменный магнитный поток, во вторичной обмотке *d* индуцируется ток, протекающий через выпрямительный мост и обмотку реле постоянного тока, которое производит отключение. Время действия устройства



при токе, в три раза большем тока трогания реле, —0,05—0,06 сек. Устройство может быть применено для защиты от междуфазовых замыканий, но при этом необходимы вспомогательные суммирующие трансформаторы для преобразования трехфазной системы тока в однофазную.

Инж. А. Б. ТИМОФЕЕВ

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ

Вакуумные конденсаторы переменной емкости. *Electronics*, т. 20, № 68, стр. 200, 1947.

Ранее мы сообщали о новом типе высокочастотных конденсаторов — о вакуумном конденсаторе, имеющем ряд существенных преимуществ перед обычным воздушным конденсатором: независимость пробивного напряжения и

конденсатора по сравнению с воздушным считалось обстоятельство, что вакуумный конденсатор не может быть изготовлен с переменной емкостью. При использовании вакуумных конденсаторов для изменения емкости предлагали или применять сменные конденсаторы из бора с различными значениями емкости (для этой цели был предусмотрен удобный монтаж вакуумных конденсаторов путем втыкания их выводных колпачков в специальные контактные гнезда) или устанавливать батареи конденсаторов с переключателем, позволяющим изменять число включенных единиц. В обоих случаях изменение емкости получалось не плавным, а ступенчатым, что чисто нежелательно.

В конце 1945 г. были опубликованы первые сообщения о разработке образцов вакуумных конденсаторов переменной емкости. Некоторые данные о выпускаемых в настоящее время конденсаторах приведены в таблице.

Указанный в таблице тип SS представляет собой переменный конденсатор с расщепленным статором (stator); для него приведены значения емкости одной секции.

Изменение емкости вакуумных конденсаторов осуществляется осевым перемещением одной системы цилиндрических электродов по отношению к другой, причем изменяется площадь перекрытия электродов. Такое перемещение электродов достигается вращением наружного винта, деформирующего упругую металлическую мембрану, введенную внутрь конденсатора и связанную с электродами. В конденсаторах с особенно большим изменением емкости (типа UDX) перемещение осуществляется двух торцевых сторон конденсатора, т. е. могут смещаться обе системы электродов; в остальных типах перемещение осуществляется только с одного торца.

При малых значениях максимальной емкости вакуумного конденсатора введение в его конструкцию устройства для изменения емкости вызывает заметное возрастание удельного объема (до $15 - 50 \text{ см}^3/\mu\text{F}$ вместо $2 - 10 \text{ см}^3/\mu\text{F}$) у конденсаторов постоянной емкости при больших значениях максимальной емкости из-за удельного объема относительно невелико.

Вакуумные конденсаторы постоянной и переменной емкости представляют большой интерес для применения в ультракоротковолновой аппаратуре и в высокочастотных

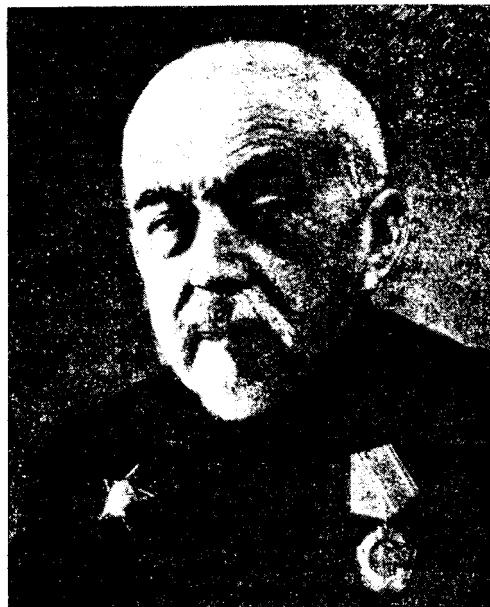
Характеристики конденсаторов	Обозначения типов								
	UDX	UX	UHX	U	UH	AT	T	TR	SS
Начальная емкость, μF . . .	30	40	25	50	10	10	5	1,5	10
Максимальная емкость, μF . . .	875	560	150	250	75	50	25	7,5	30
Отношение максимальной емкости к начальной	29	14	6	5	7,5	5	5	5	3
Допускаемое пиковое напряжение, kV_{max}	10	10	35	$10 - 15$	35	$10 - 20$	$10 - 20$	—	7,5
Диаметр конденсатора, мм . . .	121	121	121	121	121	76	57	57	76
Длина конденсатора, мм . . .	502	355	370	300	300	167	163	163	185
Объем конденсатора, см^3 . . .	5 750	4 100	4 250	3 430	3 430	735	415	415	735
Удельный объем, $\text{см}^3/\mu\text{F}$. . .	6,6	7,3	28,4	13,7	45,8	14,7	16,6	55,5	12,3

других электрических характеристик от давления воздуха и относительной влажности окружающей среды, малый температурный коэффициент емкости, весьма малые габариты и т. д. (Электричество, № 12, стр. 60, 1945; № 8, стр. 17, 1946). Единственным недостатком вакуумного

установок для сушки и нагрева диэлектриков. Поэтому разработка отечественного типа вакуумного конденсатора в СССР является весьма актуальной.

Кандидат техн. наук В. Т. РЕНН





Петр Николаевич Рыбкин

10 января 1948 г., после тяжелой и продолжительной болезни скончался Петр Николаевич Рыбкин—замечательный русский новатор в области радио, ближайший соратник и друг изобретателя радио А. С. Попова.

П. Н. Рыбкин родился 1 мая 1864 г. в Петербурге в семье учителя. После окончания физико-математического факультета Петербургского университета Петр Николаевич в 1894 г. начал свою преподавательскую и научно-техническую деятельность в качестве ассистента по физике в Минном классе в Кронштадте. Здесь вместе с А. С. Поповым он проводил первые в мире опыты по радиосвязи, строил первые радиоприборы, испытывал их и совершенствовал.

10 июня 1899 г. П. Н. Рыбкин сделал самостоятельное открытие, явившееся важным этапом в истории развития радио. Он открыл способ приема радиосигналов на слух (на телефон). До этого сигналы радиотелеграфа принимались с помощью азбуки Морзе на телеграфную ленту. Новый способ сразу же расширил сферу действия радио.

Работы А. С. Попова и П. Н. Рыбкина позволили

осуществить в начале 1900 г. первую в мире практическую радиосвязь: между островом Гогланд и городом Котка при снятии с камней броненосца «Генерал-адмирал Апраксин».

Многие русские флотские радисты обязаны П. Н. Рыбкину своим образованием в области радио.

За выдающиеся заслуги в области радио П. Н. Рыбкин был награжден Правительством орденом Ленина, орденом Красная Звезда и медалями «За оборону Ленинграда» и «За доблестный труд в Великой Отечественной войне 1941—1945 гг.».

Советские люди навсегда сохранят в своей памяти светлый образ замечательного русского новатора, одного из первых радиотехников нашей Родины, патриота и гражданина—Петра Николаевича Рыбкина.

А. Ф. Иоффе, М. А. Шателен, В. П. Вологдин, В. И. Сифоров, Г. А. Кьяндинский, П. В. Шмаков, К. Х. Муравьев, С. И. Панфилов, Н. М. Изюмов, Н. Н. Крылов, С. Я. Соколов, З. И. Модель, Г. А. Зейтленок, Е. А. Попова-Кьяндинская, Г. И. Головин, Д. Н. Румянцев, С. В. Спирров, М. О. Конторович, В. Л. Крейцер.



Научно-техническая конференция в Харькове по шахтному и взрывобезопасному электрооборудованию

В ноябре 1947 г. в Харькове состоялась конференция по шахтному и взрывобезопасному электрооборудованию, организованная Харьковским областным отделением ВНИТОЭ и заводом ХЭМЗ.

В работе конференции приняли участие представители харьковских и иниогородских проектных организаций, научно-исследовательских институтов, высших учебных заведений, заводов и шахт, всего 150 делегатов. В работе конференции приняли участие зам. секретаря ЦК КП(б)У по электропромышленности Н. П. Сердюков и секретари Харьковского обкома КП(б)У А. М. Румянцев и Б. А. Коваль.

На конференции были обсуждены 20 докладов и сообщений по вопросам производства и конструирования взрывобезопасных электрических машин и аппаратов, шахтного электропривода и автоматизации процессов угледобычи, опыта эксплуатации вышеуказанного электрооборудования.

техники безопасности и по другим вопросам, связанным с оснащением механизмов угледобычи совершенным и надежным электрооборудованием.

ХЭМЗ организовал выставку, на которой делегатызнакомились с выпускаемым взрывобезопасным электрооборудованием и новыми разработками ХЭМЗ и завода им. К. Маркса.

С докладом «Современное состояние и перспективы развития конструкций взрывобезопасных электрических машин и аппаратов» выступил В. А. Булгаков (ХЭМЗ). Докладчик сделал обзор конструкций ХЭМЗ, ознакомил делегатов с ведущимися работами по модернизации и новыми разработками завода в области шахтного электрооборудования, отметил необходимость установления более тесной, повседневной связи с работниками угольной

промышленности с целью изучения опыта эксплоатации и накопления данных по усовершенствованию существующих конструкций и по разработке новых.

Доц. Р. М. Лейбов (Донецкий индустриальный институт) в докладе «Современные магнитные пускатели» подверг анализу требования, предъявляемые к шахтному магнитному пускателю, и подробно осветил вопросы устойчивости схемы к колебаниям и отключению напряжения.

Кандидат техн. наук И. Д. Файбисович (Всесоюзный научно-исследовательский угольный институт) в докладе «Электропривод в рудовой машине и угольного комбайна» остановился на новых повышенных требованиях к электроприводу.

Доктор техн. наук, проф. Р. Л. Аронов (ХЭТИ) выступил с докладом «Динамика непрерывного транспорта», в котором уточнил методы расчета и проектирования и вывел общий энергетический баланс.

Кандидат техн. наук А. И. Кухтенко (Институт горной механики Академии наук УССР) представил доклад «Автоматическое регулирование в рудовых машинах», в котором указал, что при создании автоматизированных рудовых машин не был в должной мере использован огромный теоретический и практический опыт, накопленный в области автоматического регулирования машин в других отраслях техники. На основе анализа динамических свойств (устойчивость, апериодичность, астатичность и т. д.) ряда систем автоматизации рудовых машин, докладчик отметил основные упущения в них, предложил работоспособные скелетные схемы регулирования и показал аналитические пути определения необходимых параметров регулирования.

Кандидат техн. наук М. Т. Шухатович (Институт горной механики Академии наук УССР) в докладе «Электромагнитные редукторы и их применение в горной промышленности» отметил тенденцию в современном электроприводе к сращиванию с рабочей машиной, что в большинстве случаев достигается путем замены механических передач электрическими, и выразил мнение, что дуговые статоры Фридкина являются машинами, пригодными для промышленной эксплуатации (приводы мощных рудничных поршневых компрессоров, подъемных установок, шаровых и стержневых мельниц, обогатительных фабрик). Докладчик призвал обратить серьезное внимание на экспериментальное и теоретическое изучение аксиально-дуговых и винтообразных статоров, а также на изучение концевых эффектов и методов их ликвидации.

Инж. И. И. Баженов (Всесоюзный угольный научно-исследовательский институт) представил доклад «Комплексная автоматизация технологического процесса угледобычи», в котором комплексная автоматизация рассмотрена как средство улучшения условий труда в шахте и увеличения его производительности. Институт разработал конструкции и изготавливал комплект всей необходимой аппаратуры и приборов СЦБ. Для внедрения систем комплексной автоматизации необходимо министерствам электропромышленности, промышленности средств связи, машиностроения и приборостроения поставить промышленное производство соответствующей аппаратуры, приборов и оборудования.

В докладе инж. Е. С. Фельдмана «Дистанционное управление конвейерами и транспортерами» овещены работы Всесоюзного научно-исследовательского угольного института в указанной области. Докладчик сделал вывод, что наиболее приемлемой для угольных шахт при магистральной системе следует считать систему запуска конвейерной линии от одного кнопочного поста, расположенного на погрузочном пункте, с автоматическим включением каждого последующего конвейера от блокконтактов предыдущего, с выдержкой времени от теплового реле.

Инж. М. Н. Хайт (Южэлектромонтаж) и А. И. Россоншанский (Южшахтпроект) выступили с докладом «Электропривод шахтного подъема и его усовершенствования».

Доц. И. Д. Калиновицкий (Донецкий индустриальный институт) представил доклад «Аварийность шахтного электрооборудования и задачи ремонтных заводов и заводов-изготовителей».

Инж. Н. А. Киклевич (Донецкий угольный институт) представил доклад «Типичные повреждения рудничных электродвигателей, зависящие от конструкции и изготавления». Автор на основе анализа повреждений электродвигателей пришел к выводу, что электромашиностроительные заводы должны повысить качество выпускаемой продукции и создать новые конструкции рудничных электродвигателей, предназначенных для тяжелых условий работы.

Кандидат техн. наук А. А. Иванов (Донуголь) в докладе «Эксплоатационные дефекты электрической схемы шахтной подъемной машины с двухмоторным приводом» отметил, что схема управления двухмоторным асинхронным приводом шахтной подъемной машины, разработанная Южэлектромонтажем, работает неудовлетворительно, видя чего необходимо, чтобы ХЭМЗ разработал новую схему управления и обеспечил ее соответствующей номенклатурой электрооборудования.

В докладе инж. И. С. Найденко (Гипроуглемаш, Ставрополь) «Опыт эксплуатации импортного электрооборудования подъемных машин», как было отмечено рядом выступавших в присутствии делегатов, крупным недостатком являлась некритичность многих положений автора, который слепо использовал рекламные фирменные материалы, обойдя присущие импорту оборудованию дефекты и умолчав о достижениях отечественного электромашиностроения.

Вопросы техники безопасности были представлены в конференции докладами научного сотрудника Макеевского научно-исследовательского института А. Г. Ихно «Новый вид защиты от воспламенения рудничного газа электрическимиискрами» и доц. Р. М. Лейбова (Донецкий индустриальный институт) «Утечки в электросети шахтного участка и борьба с ними».

Информационные сообщения на конференции сделали инж. В. С. Борушко (ХЭМЗ) «Работа завода ХЭМЗ по повышению качества продукции», также г. инж. ХЭМЗ Н. И. Борисенко, и г. инженер завода им. К. Маркса Матейченко.

Н. И. Борисенко ознакомил делегатов с ходом восстановления и развития ХЭМЗ, с его номенклатурой для угольной промышленности. Завод ХЭМЗ — самый крупный производитель электрооборудования для угольной промышленности — в 1947 г. достиг довоенного уровня выпуска взрывобезопасного электрооборудования. Перед ХЭМЗ и перед другими заводами стоит важная задача быстрого и эффективного использования достижений научно-исследовательских институтов, высших технических учебных заведений и других учреждений, связанных с рассматриваемой областью промышленности.

В 1948 г. ХЭМЗ даст угольщикам много нового оборудования, которое позволит расширить автоматизацию угледобычи.

В предприятиях по заслушанным на конференции докладам представители угольной промышленности отметили, что Министерство электропромышленности СССР и его заводы уделяют недостаточное внимание расширению номенклатуры шахтного электрооборудования.

В решениях конференции был сформулирован ряд требований к электропромышленности по улучшению качества и расширению номенклатуры шахтного электрооборудования.

Кандидат техн. наук Б. М. Шмуклер

Новочеркасский индустриальный институт им. Орджоникидзе

ДИССЕРТАЦИИ

В Ученом совете НИИ защищены следующие диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук за период с 1941 по 1947 г.г.

К. Я. Шапошников защитил 20 июня 1941 г. диссертацию на тему «Автоматическое повторное включение фидеров угольной и машиностроительной промышленности, как мероприятие, повышающее надежность межтроснабжения».

Официальные оппоненты: кандидат техн. наук Е. М. Цейров и кандидат техн. наук Б. С. Белов.

Представлен анализ выбора числа циклов АПВ (автоматического повторного включения), наиболее рациональные величины бестоковой паузы для первого и второго циклов, влияющие на выбор бестоковой паузы. Предложена минимальная бестоковая пауза для первого цикла АПВ, равная 30 периодам или 0,6 сек., при которой получается полная гарантия успешного АПВ. Дан анализ хронологических процессов при АПВ. Даны теоретическое и экспериментальное определения пределов устойчивой работы электродвигателей в зависимости от характера статического момента сопротивления машин-орудий при АПВ.

А. С. Шаталов защитил 9 октября 1941 г. диссертацию на тему «Работа асинхронной машины с конденсаторами».

Официальные оппоненты: проф. В. Г. Власов, кандидат техн. наук А. Ф. Гикис.

Рассмотрены вопросы, связанные с работой асинхронной машины с конденсаторами, причем внесены некоторые корректические уточнения в имеющееся до сих пор изложение этих вопросов. Намечены практические решения, рушающие эффективность соответствующих установок. Введены элементы тензорного исчисления при изложении кинематической части работы и для формулирования некоторых новых положений.

И. П. Боляев защитил 28 ноября 1941 г. диссертацию на тему «Экспериментальное исследование кривой вращающего момента асинхронного двигателя».

Официальные оппоненты: кандидат техн. наук А. Ф. Гикис, кандидат техн. наук, К. Я. Шапошников.

Экспериментально установлено, что в кривой $M = f(s)$ обенно зависят от насыщения провалы, пики и седла, возникающие от высших гармоник. Перегиб кривой $M = f(s)$ в точке, соответствующей максимальному моменту, происходит не плавно. На максимуме этой кривой могут быть провалы и пики, возможно возникновение моментов высших гармоник даже при условии правильного соотношения числа пазов статора и ротора по Moller'у. Короткозамкнутые двигатели в тормозном режиме могут иметь пики от моментов высших гармоник, достигающие двух-

кратной величины по сравнению с максимальным моментом двигателя.

В. Е. Маслов защитил 6 апреля 1942 г. диссертацию на тему «Диэлектрические потери как фактор термической обработки материалов органического происхождения».

Официальные оппоненты: проф. В. Г. Власов, кандидат техн. наук А. Ф. Гикис.

Приведено теоретическое исследование, выполненное с целью приложения теории диэлектриков к вопросам сушки таких несовершенных и сложных диэлектриков, какими, в частности, являются древесина, кожа и другие материалы органического происхождения. Обращено внимание на методику измерения физических величин, связанных с исследованием процесса сушки. Рассмотрен один из способов автоматического регулирования хода сушки. Введена формула расчета времени сушки в поле высокой частоты. Дан метод расчета генератора высокой частоты для целей сушки.

Б. В. Грушевский защитил 6 апреля 1943 г. диссертацию на тему «Измерение толщины немагнитных покрытий на железных и стальных изделиях магнитным методом».

Официальные оппоненты: кандидат техн. наук А. Г. Разумников, кандидат техн. наук А. Ф. Гикис.

Даны обзор и классификация магнитных методов и приборов для измерения толщины покрытий. Описан толщемер автора. Предложен индукционный метод. Исследовано большое количество магнитных спектров силовых линий поля при различных расстояниях магнита от поверхности железа, соответственно различным значениям измеряемой толщины покрытия. В выводах дана оценка различных магнитных методов измерения толщины немагнитных покрытий.

В. И. Богданов защитил 10 октября 1946 г. диссертацию на тему «Статическая характеристика электрической дуги, вращающейся в магнитном поле».

Официальные оппоненты: доктор техн. наук, проф. Л. И. Гутенмacher, кандидат техн. наук Е. М. Цейров, кандидат техн. наук А. Д. Дроэдов.

Исследована электрическая дуга постоянного тока между медными электродами, вращающимися в радиальном магнитном поле. Приведен вывод нового уравнения статической характеристики дуги постоянного тока с пределами применения по току от 0,8 до $1,5 \div 2,5 \cdot 10^4$ А для расстояний между электродами от 0,3 до 22 см и пригодного для вращающихся дуг.

Кроме того, даны краткий исторический обзор рассматриваемого вопроса, критика ранее предложенных уравнений статической характеристики, а также графического представления условий устойчивости дугового разряда, и изложены особенности горения вращающейся дуги.

Кандидат техн. наук Б. Н. АВИЛОВ-КАРНАУХОВ



Награждение Министра электропромышленности СССР И. Г. Кабанова

В связи с 50-летием со дня рождения Министра электропромышленности тов. И. Г. Кабанова и отмечая его заслуги в области электромашиностроения и электроаппаратостроения, Президиум Верховного Совета СССР указом 3 февраля 1948 г. наградил тов. Кабанова Ивана Григорьевича орденом Ленина.



Письма ученых и инженеров

К вопросу о новых электротехнических терминах

Быстрому развитию техники непрерывно сопутствует обогащение русского технического языка новыми терминами. Самотек в области новой технической терминологии дает нередко отрицательные результаты и наоборот организованно созданные новые термины часто оказываются весьма удачными, быстро усваиваются и широко распространяются в массах.

Можно привести некоторые примеры неудачных словообразований в области электротехнической терминологии.

В электротехнике довольно часто применяются иностранные термины вместо более подходящих русских. Говорят, например, «байпасные»—вместо «обходные» шиты, «бушинги»—вместо «выводные изоляторы», «месскофери»—вместо «измерительные наборы», «скин-эффект»—вместо «поверхностный эффект», «клемма»—вместо «зажим» и т. д. Применяются такие мало подходящие термины, как «экспансионный выключатель» или «бустерный трансформатор».

Новые термины должны строго контролироваться в начальном периоде их зарождения. Существующий при Академии наук СССР Комитет по технической терминологии занимается научной разработкой и систематизацией

технических терминов. Для своевременной, не отстав от требований жизни разработки новых терминов было полезно организовать при научных инженерно-технических обществах в помощь этому Комитету комиссии, которые могли бы учитывать запросы и мнения научных работников, проектных и монтажных инженеров, работников министерств и т. д. Эти комиссии должны изыскивать простые, доходчивые и филологически правильные русские термины, избегая, как правило, иностранных слов. Комиссии по предварительной терминологии отнюдь не будут дублировать работу академического комитета, но будут помогать ему обеспечивать высокое качество технических терминов.

Такую комиссию по электротехнической терминологии целесообразно организовать также и при научном инженерно-техническом обществе энергетиков (ВНИТОЭ).

Работы комиссии (рекомендуемые новые термины их определения) следовало бы публиковать в журнале «Электричество» не менее двух раз в год.

Кандидат техн. наук **Л. П. ПОДОЛЬСКИ**
Всесоюзный заочный энергетический институт

От редакции

Редакция считает, что предложение Л. П. Подольского заслуживает внимания широкого круга инженеров и научных работников в области электротехники, а также ВНИТОЭ и Комитета технической терминологии Академии наук СССР.



О расчетной температуре провода при расчете механической части линий электропередачи

В связи с разработкой новых норм расчета механической части воздушных линий электропередачи хотелось бы обратить внимание составителей новых норм на то, что при определении напряжений в проводе и стрелы провеса температура провода в зависимости от атмосферных условий принимается во всех руководствах в пределах от -40°C до $+40^{\circ}\text{C}$. Этот верхний предел вызывает сомнения по двум причинам. Во-первых, в солнечную погоду (когда температура окружающего воздуха может достигать $+40^{\circ}\text{C}$) температура самого провода будет несомненно выше температуры окружающего воздуха, измеренной, как это принято делать, в тени. Во-вторых, при прохождении по проводу тока температура провода может доходить, согласно существующим нормам, до $+70^{\circ}\text{C}$.

Так как удлинение провода и, следовательно, напряжение и стрела провеса зависят в конечном счете от темпе-

ратуры самого провода, а не от температуры окружающего воздуха, следовало бы во все расчеты вводить истинную температуру провода.

Если принять вместо рекомендуемой нормами температуры $+40^{\circ}\text{C}$ максимальную температуру провода $+70^{\circ}\text{C}$ то для двух подсчитанных мною случаев (провод М-3 пролет 210 метров и провод АС-150 пролет 200 метров) стрела провеса получается в первом случае больше 13%, а во втором — на 17%.

Считаю поэтому, что приравнивать максимально возможную температуру провода к максимальной температуре окружающего воздуха нельзя; пропадает смысл скрупулезности механического расчета проводов.

Инж. А. ЛЮЛЫ
Энергоуправление комбината Воркутуголь, Коты АСС



Ответ на письмо А. Люлько

Вопрос о расчетной температуре провода при расчете жарочной части линий поднимался неоднократно. Температура $+40^{\circ}\text{C}$, как высшая температура провода, приведена по следующим соображениям:

1. В нормальных условиях работы сетей любого назначения провода воздушных линий не гружаются до предельных значений, допускаемых условиями нагрева проводов (до температуры $+70^{\circ}\text{C}$). Сечения проводов линий районного назначения и линий фабрично-заводских сетей определяются по экономической плотности тока, т. е. по минимуму эксплуатационных расходов. Сечения проводов определяемых сетей в городах приходится выбирать в допускаемой потере напряжения, что соответствует, как правило, нагрузкам проводов меньшим, чем по экономической плотности тока.

Принимая, согласно «Руководящим указаниям по проектированию электрических систем» (Электричество, № 10, 1946 г.), экономическую плотность тока для меди, при продолжительности использования максимума нагрузки до 3000 h в $2,5 \text{ A/mm}^2$ получим, что для медного провода 10 mm^2 рекомендуемая нагрузка составит 300 А. При такой нагрузке температура провода будет порядка $43-45^{\circ}\text{C}$, т. е. близкой к установленной нормами. Необходимо отметить, что для провода М-120 получаются практически наиболее неблагоприятные условия. Для проводов этого сечения, при нагрузке их экономической плотностью тока, температура проводов будет ниже подсчитанной для провода М-120. Более низкие температуры проводов будут наблюдаться и при увеличении числа часов использования максимума нагрузки, поскольку снижается рекомендуемая плотность тока.

2. Серьезным вопросом является вопрос о комбинированном нагреве проводов током и солнцем. Ответ на него мы ищем в опытах, проведенных Тбилисским научно-исследовательским гидроэнергетическим институтом (ТНИГЭИ). Эти исследования показали, что наибольшие перегревы проводов при прохождении по ним тока наступают поутру и ранним утром, когда температура воздуха не достигает максимума. Последнее объясняется тем, что в эти часы наблюдаются наименьшие скорости движения воздуха следовательно, и наименьшая отдача тепла проводом в окружающую среду конвекцией.



От редакции

В связи с поступившими в редакцию запросами читателей по автореферату инж. А. А. Чижунова «Высокочастотная установка для сушки диэлектриков», опубликованному в журнале «Электричество» (№ 9, 1947), редакция считает необходимым более подробно осветить этот вопрос и намечает в одном из ближайших номеров журнала поместить специальную статью по высокочастотной сушке и пропитке древесины. Ниже приводится консультативное письмо кандидата техн. наук А. В. Нетушила, отвечающее на некоторые из затронутых в письмах вопросы.

К вопросу о высокочастотной сушке древесины

Указанный в автореферате «Высокочастотная установка для сушки диэлектриков» А. А. Чижунова экономический эффект, который был получен от применения токов высокой частоты при сушке древесины, чрезмерно велик и объясняется, повидимому, специфичностью эксплуатации деревьев сушилок завода, где работает А. А. Чижунов.

Нормальную себестоимость сушки одного кубометра деревьев заготовок не должна превышать 40—60 руб., то почти в 5 раз меньше приведенной А. А. Чижуновым цифры. Диапазон частот, применяемый автором, не может быть рекомендован для сушки больших образцов древесины, так как неоднородности нагрева, вызванные стоячими волнами, приводят к неравномерной сушке. Относительно низкий к. п. д. генератора и значительные радиотехники делают диапазон частот, выбранный А. А. Чижуновом

новым, вообще мало пригодным для сушки древесины.

Более высокие качественные и экономические показатели дает сушка при частотах средневолнового диапазона ($250 \div 1000 \text{ kHz}$), освоенная Центральной научно-исследовательской лабораторией электрификации промышленности и строительства (ЦНИЛЭПС) Главэлектромонтажа Министерства строительства предприятий тяжелой промышленности СССР. Некоторые из результатов работ этой лаборатории освещены в статьях, опубликованных в журналах: «Промышленная энергетика», № 10, 1947 и № 11—12, 1946; «Вестник инженеров и техников», № 4, 1947; «Строительная промышленность», № 9, 1945; «Радиофронт», № 4, 1941 и Сборнике материалов по обмену опытом Главпромстроя МВД, № 2, 1947.

Кандидат техн. наук А. В. Нетушил
ЦНИЛЭПС



Библиография

Учебник по технике высоких напряжений для энергетических техникумов

М. А. БАБИКОВ, Н. С. КОМАРОВ и А. С. СЕРГЕЕВ. ТЕХНИКА ВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ.
Под редакцией проф. М. А. Бабикова. Допущено Министерством высшего образования СССР
в качестве учебника для техникумов. Государственное энергетическое издательство, 1947, 312
стр., ц. 28 руб., тираж 7 000 экз.

Преподавание техники высоких напряжений связано со значительными методическими трудностями. Разнообразие рассматриваемых вопросов, требующих достаточно глубоких сведений из области физики, использование серьезного математического аппарата, известное своеобразие методов исследования и расчета, необходимость сочетать большой теоретический и экспериментальный материал с прикладными вопросами и расчетами—характерны для курса техники высоких напряжений, не без основания относимого студентами к числу наиболее трудных дисциплин. Положение в техникумах еще более осложнялось из-за отсутствия соответствующего учебника по технике высоких напряжений, благодаря чему студенты техникумов были вынуждены пользоваться неприспособленными для них курсами, предназначенными для высших технических учебных заведений.

Поэтому следует приветствовать попытку группы преподавателей Московского энергетического института им. Молотова в составе М. А. Бабикова, Н. С. Комарова и А. С. Сергеева, под редакцией доктора техн. наук, проф. М. А. Бабикова составить впервые учебное руководство по технике высоких напряжений для электротехнических и энергетических техникумов.

Авторам удалось удачно разрешить стоявшую перед ними задачу. Создан новый учебник по технике высоких напряжений для техникумов, в общем вполне удовлетворяющий тем высоким требованиям, которые должны быть предъявлены к учебнику для средней технической школы. Конечно, новая книга не свободна от отдельных недочетов и погрешностей, на которых мы остановимся ниже, но авторам удалось самое существенное и трудное: они нашли для своей книги верный основной тон, хорошо соответствующий специфическим особенностям преподавания в техникуме.

Отказавшись от наиболее легкого пути—упрощенного пересказа содержания какого-либо из существующих учебников для высшей школы, авторы заново переработали весь материал, внеся в него много своего, нового и приспособили его к уровню студентов техникума. Весьмаично, что авторы, добиваясь наибольшей простоты и наглядности изложения, все же не ограничились рассмотрением одной только качественной стороны явлений. Напротив, в книге достаточно много места уделено количественным соотношениям и техническим подсчетам, удачно иллюстрированным числовыми примерами.

Содержание книги разбито на шесть больших разделов. Следуя уставившейся традиции, первый раздел авторы посвящают изучению электрического поля. Здесь анализируются наиболее часто встречающиеся формы электрического поля (сферический и цилиндрический конденсаторы, конденсатор со слоистой изоляцией, поле однофазной и трехфазной линий, поле шарового разрядника) и излагаются методы экспериментального исследования и регулирования электрических полей.

Во втором разделе рассмотрены физические процессы пробоя диэлектриков. Особенно много внимания уделено пробою газов и различным формам газового разряда; под-

робно рассмотрены также явления пробоя твердых и жидких диэлектриков. Раздел заканчивается главой о силах конкрайтных электроизоляционных материалов.

Изоляция установок высокого напряжения изучена в третьем разделе книги. Рассматриваются: воздушная изоляция, изоляция вращающихся электрических машин, трансформаторов, высоковольтные кабели и изоляция деревянных линейных конструкций.

Четвертый и пятый разделы посвящены комплексу вопросов, связанных с электрическими исследованиями изоляции высокого напряжения, как-то: оборудование высоковольтных лабораторий, измерения на высоком напряжении, контрольные (профилактические) испытания изоляции. В конце пятого раздела помещена глава о том в земле и устройстве заземлителей.

В шестом, самом обширном, разделе курса, занимающем около 30% всего объема книги, подробно изложены вопросы перенапряжений в электрических установках изоляции от перенапряжений в такой последовательности: распространение электромагнитных волн вдоль проводов, волны в обмотках трансформаторов и машин, атмосферные коммутационные перенапряжения, защитные аппараты и устройства, защита изоляции электрических станций подстанций.

В конце книги даны 24 приложения, содержащие разнообразные справочные сведения, составленные по данным наших заводов и энергосистем, стандартам и другим источникам. Здесь приводятся технические характеристики изоляции электрических машин, трансформаторов, высоковольтных изоляторов и кабелей, инструкции по заводским и эксплуатационным испытаниям изоляции.

Компоновка материала и удельный вес отдельных разделов и глав книги представляются вполне правильными и обоснованными и за небольшими исключениями не вызывают возражений.

Мы совершенно согласны с авторами учебника, которые начинают свою книгу с теории электрического поля и явлений в диэлектриках. Несмотря на то, что элементы теории поля и физики диэлектриков должны быть ясны студентам из основ электротехники и физики в курсе техники высоких напряжений представляется необходимым снова обратиться к этим же вопросам и изложить их более углубленно, с большей практической ценностью. Недостаточно места (всего 17 страниц) уделено конкретным электроизоляционным материалам.

Несколько искусственно в пятом разделе объединены контрольные испытания изоляции с заземляющими устройствами. Логичнее было бы контрольные испытания нести к четвертому разделу, рассматривающему измерения на высоком напряжении, а токи в земле выделить в отдельный раздел, который полезно было бы дополнить небольшой главой о влиянии линий сильного тока на проводы связи.

Остановимся кратко на оценке содержания отдельных разделов книги. Прежде всего хотелось бы отметить, что авторам особенно удались главы, посвященные пробою диэлектриков, изоляции установок высокого напряже-

оборудованию высоковольтных лабораторий, испытаниям изоляции и заземляющим устройствам.

Физические процессы пробоя диэлектриков изложены схематично и достаточно углубленно. Все основное ~~было~~ выделено, а второстепенное—отброшено. Выведены важнейшие формулы, рассмотрено влияние на развитие разряда неоднородности и несимметрии поля, а также исажений поля объемными зарядами. Достаточно подробно анализируются соотношения для импульсного и дугового разряда, пробоя твердых диэлектриков, потерь на корону.

Изложение иллюстрируется числовыми примерами, в которых авторы, не ограничиваясь подстановкой числовых значений в готовые формулы, анализируют также полученные результаты, что на конкретных числах дает возможность лучше усвоить выведенные в тексте соотношения.

В третьем разделе дана сжатая и четкая характеристика различных видов изоляционных конструкций. В тексте и приложениях приведены соответствующие практические данные. Авторы поступили правильно, введя в этот раздел не только изоляторы и кабели высокого напряжения, но и элементы изоляции трансформаторов и электрических машин. В следующих изданиях следовало бы уделять еще больше внимания этой весьма важной области изоляционной техники, по которой отсутствует специальная литература (если не считать отдельных журнальных статей) и которая, кстати сказать, недостаточно освещается и в вузовских курсах.

Хорошо описаны оборудование лабораторий и методы получения и измерения высоких напряжений постоянного и переменного тока, а также импульсов высокого напряжения и большой силы тока. Подробно рассмотрены практические испытания изоляции в условиях эксплуатации.

Проблем в этом разделе является отсутствие упоминания о получивших в последние годы практическое распространение методах оценки состояния изоляции по прямому току абсорбции и по изменению емкости во времени.

Наименее удачной во всей книге, на наш взгляд, является глава V, в которой приведены краткие сведения о конкретных электроизоляционных материалах. Стремясь, видимому, возможно более сжать эту главу, авторы оставили недостаточно или вовсе упустили многие весьма важные электроизоляционные материалы. Особенно много пробелов в части искусственных смол. Так, например, нет даже упоминания о столь интересной группе новых электроизоляционных материалов, как кремний органические соединения (силиконы). Ничего не сказано о винилексе, чайоне, эфироцеллюлозных пленках, анилиноформальдегидных смолах. Упоминается бакелит в стадии А, однако нет никаких указаний о стадиях В и С и о том, каковы свойства бакелита в различных стадиях.

Пластические массы занимают в книге меньше одной страницы, причем особое внимание удалено почему-то полиметилметакрилату (органическому стеклу), хотя в качестве электроизоляционного материала он имеет второстепенное значение.

§ 39 носит название «Новые изолирующие материалы», однако в нем рассматривается лишь стеклянное волокно, которое широко применяется в электротехнике уже свыше десяти лет; в то же время, как мы уже указали, нет упоминания о ряде более новых материалов.

Глава V содержит ряд неточностей. Так, например, петинакс и текстолит ошибочно отнесены к лакотканям

(стр. 92), мрамор при температурах до 100° С назван «прекрасным изолятором» (стр. 80), «этернит» (асбосцемент) отнесен к группе шифера (стр. 80). Льняное и тунговое масла названы на стр. 84 растворителями масляных лаков; впрочем, на той же стр. 84, но несколько ниже, эти масла отнесены к пленкообразующим веществам. В качестве клеящего вещества при изготовлении микарнитов помимо шеллака указан бакелит, но не указан глифтал (стр. 80).

Если предположить, что студенты техникума знакомятся с электроизоляционными материалами только в курсе техники высоких напряжений, то сведений, приводимых по этому вопросу в рецензируемой книге, совершенно недостаточно. Если же в техникуме проходится особый курс электроматериаловедения, то для повторения и обобщения в настоящем своем виде глава V мало полезна. В том и другом случае глава об электроизоляционных материалах, резко выпадающая из общего вдумчивого стиля изложения книги, должна подвергнуться радикальной переработке.

Шестой раздел книги «Перенапряжения в электрических установках и защита от перенапряжений» следует бесспорно отнести к числу весьма удачных. Он насыщен содержанием и наряду с физической картиной явлений дает много интересного расчетного материала. Уделяется достаточно внимания всем основным вопросам, связанным с проблемой перенапряжений, причем авторы используют новейшие данные наших исследовательских институтов и промышленности по вопросам трубчатых и вентильных разрядников, схем защиты линий электропередачи и подстанций, импульсных характеристик заземлителей.

Несколько спорных с методической точки зрения представляется изложение «общих закономерностей движущихся волн» (§ 84 и 85), где законы распространения волн вдоль проводов выводятся из общих соотношений теории электромагнитной волны в пространстве. Несколько, в какой мере принятая авторами схема изложения в конкретных условиях техникума окажется более доходчивой и понятной, чем более обычный путь, по которому уравнение волны в линии получается непосредственно из применения законов Кирхгофа к элементу линий электропередачи.

В рецензируемой книге имеется несколько отдельных неточностей, неудачных определений, опечаток, которые надлежит устранить при последующих изданиях. Так, на стр. 10 дано определение: «диполь-заряженный атом или молекула», хотя, конечно, и не заряженный атом может быть диполем. На стр. 156 сказано, что на фиг. 212 показана электромагнитная концентрация электронного лучка, а на фиг. 213—электростатическая; в действительности на фиг. 212 концентрация отсутствует вовсе, а на фиг. 213 показана магнитная концентрация. На стр. 183 сказано, что фиг. 260 изображает эквипотенциальные линии у протяженного заземлителя, хотя на самом деле здесь изображены эквипотенциальные линии прямоугольного заземляющего контура и т. д.

Книга написана хорошим, точным языком и неплохо оформлена Государственным энергетическим издательством.

Новый учебник по технике высоких напряжений, несомненно, будет с удовлетворением встречен в наших электротехнических и энергетических техникумах. Книга будет весьма полезна и для инженерно-технических работников, занятых по эксплуатации установок высокого напряжения.

*Кандидат техн. наук, доц. С. М. ФЕРТИК
Харьковский электротехнический институт*



Недоброкачественный справочник по кабельным изделиям

Г. Г. ГИНКИН, ПРОВОЛОКА, ПРОВОДА, ШНУРЫ, КАБЕЛИ И НЕПРОВОЛОЧНЫЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ. Связьиздат, 1947, г., 124 стр., ц. 6 руб. 50 коп., тираж 3 000 экз.

Вновь вышедший справочник по кабельным изделиям предназначается для различных категорий инженерно-технических работников и студентов. Основные главы книги касаются голой и изолированной обмоточной меди, голой и изолированной проволоки из сплавов сопротивлений, монтажных проводов, шнуров слабого тока, установочных проводов и кабелей с резиновой изоляцией, а также непроволочных сопротивлений.

Выпуск солидного справочника по кабельным изделиям следует признать весьма необходимым; однако в книге имеется большое число ошибок. Очевидно, автор не в достаточной степени знаком с современным положением производства и технической документацией изделий, которых он касается в книге.

При составлении ряда разделов книги автор не пользовался действующими в настоящее время государственными стандартами. Так, для обмоточной меди с эмалевой изоляцией автор за основу взял марку ПЭ, которая еще в 1944 г. была исключена из ассортимента наших кабельных заводов, а о ряде современных марок (ПЭЛ-1, ПЭЛ-2 и ПЭТ) ни слова не сказано. То же самое относится и к обмоточным проводам с волокнистой изоляцией. Автор делает ссылки на устаревшие ведомственные нормали и совершенно игнорирует стандарт. В результате в справочнике рекомендуются марки, исключенные из стандарта (ПШО, ПШД), но не приведены марки проводов ПЭЛШО, ПЭЛБО и т. д., имеющие в настоящее время наибольшее распространение.

Говоря о голой медной проволоке (стр. 25), автор наруживает полное незнание дела, говоря о какой-то «запаске» проволоки во время ее изготовления. Разрыв прочности и удлинение, приведенные здесь, не соответствуют установленным в стандарте величинам, что в справочнике совершенно недопустимо.

В табл. 21 автор указывает, что обмотка с изоляцией из эмали, асбеста, слюды и пр. может иметь допустимую наивысшую рабочую температуру в 115° С. Это не соответствует действительности; совершенно недопустимо обединять здесь столь различные по нагревостойкости электроизоляционные материалы, как эмаль, асбест и слюда.

Глава IV «Сплавы высокого омического сопротивления» написана совершенно неудовлетворительно. Автор уделяет большое внимание не изготавляемым в СССР различным маркам обмоточного никелина, реотана и т. д. и то же время не дает надлежащей характеристики основных современных сплавов сопротивления—константана и манганина.

Глава об установочных кабелях и проводах с резиновой изоляцией содержит неточности и ошибки, перечисление которых заняло бы слишком много места.

Связьиздат не отнесся с должным вниманием к выпуску справочника, результатом чего является наличие в нем ряда весьма существенных недостатков.

Проф. В. А. ПРИВЕЗЕНЦЕВ



ПОПРАВКИ

В списке авторов, по материалам которых был составлен раздел „Электромашиностроение“ обзора „Развитие электротехники в СССР за 30 лет“ (Электричество, № 11, стр. 50, 1947), пропущен Л. М. Пиотровский.

В статье М. Ф. Маликова „О введении в СССР абсолютных электрических и магнитных единиц“ (Электричество, № 1, 1948), следует читать:

на стр. 10, правая колонка, 7 строку снизу:
на стр. 12, левая колонка, 6 строку сверху:

100 см
В начале прошлого года

$\frac{1}{2\pi}$

на стр. 15, правая колонка, последний абзац таблицы:

10^{-3}

на стр. 13, правая колонка, 2 строку сверху:

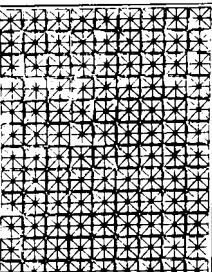
$\frac{1}{4\pi}$

на стр. 16, правая колонка, 9 строку сверху:

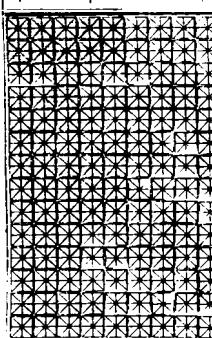
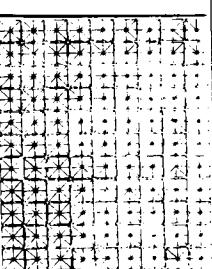
... в амперах—на $4\pi \cdot 10^{-1}$



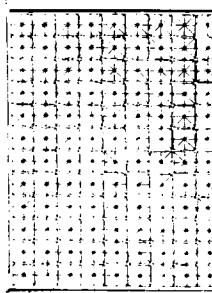
ЦЕНА 8 РУБ.



12
номеров в год
по 12 печ.
листов



Подписная
цена на год
96
рублей



ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

Продолжается подписка на 1948 год

на ежемесячный научно-технический журнал

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

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

Основан в 1880 году Русским техническим обществом

Журнал рассчитан на инженеров и научных работников в широкой
области исследования и применения электричества и освещает
основные теоретические и практические проблемы,
связанные с развитием всех отраслей
электротехники и электрификации
СССР

ТЕМАТИЧЕСКИЕ ОТДЕЛЫ ЖУРНАЛА

Физические и общетеоретические вопросы электричества и электротехники
Общие вопросы электроэнергетики
Электрические системы, станции, сети и передача электроэнергии на дальние расстояния
Электрические машины и трансформаторы

Электропривод и электрификация отраслей промышленности
Электрификация транспорта
Электрификация сельского хозяйства
Техника высоких напряжений (высоковольтная аппаратура и грозозащита)

Ионно-электронные преобразователи
Радиотехника
Электросвязь по проводам
Автоматика, телемеханика, техника релейной защиты

Кабельная техника
Светотехника
Электротермия и электросварка

Электрические измерения и приборы
Электрические материалы
Электротехнические стандарты, правила, нормы, терминология

История науки об электричестве и история электротехники

КРОМЕ ТОГО, В ЖУРНАЛЕ ИМЕЮТСЯ ОТДЕЛЫ:

Из научно-исследовательских работ (авторефераты); Дискуссии; Рефераты
(по иностранным техническим журналам); Хроника; Библиография.

ПОДПИСКА ПРИНИМАЕТСЯ НА ПОЧТЕ И В ОТДЕЛЕНИЯХ
«СОЮЗПЕЧАТИ»