

К 50-летию Советской власти

УДК 621.311:662.6

Значение топливно-энергетических ресурсов Сибири для формирования Единой электроэнергетической системы страны

Академик Л. А. МЕЛЕНТЬЕВ

Для СССР характерны высокие общие темпы роста потребления топлива и электроэнергии. Так, в 1966—1970 гг. средний ежегодный темп роста производства всех видов топлива составит около 7%, а производства электроэнергии — 10,8%. Одновременно происходит существенное изменение общей структуры топливоснабжения страны в направлении повышения доли нефти, природного газа и угля открытой добычи, а в перспективе также и ядерного горючего; доля нефти, природного газа, гидроэнергии и ядерного горючего увеличится в топливно-энергетическом балансе страны примерно с $\frac{1}{2}$ в 1965 г. до $\frac{2}{3}$ в недалеком будущем. Важнейшая особенность развития топливно-энергетического баланса СССР, определяемая многими историческими и естественно-географическими условиями, заключается в том, что основные центры электро- и топливопотребления страны размещены в европейских районах¹, а наиболее экономичные топливно-энергетические ресурсы — в восточных районах [Л. 1].

Свыше 90% всех возможных для использования энергетических ресурсов размещено в восточных районах, из них примерно 60% в Сибири, в то время как почти 80% всего потребления топлива и энергии страны сосредоточено сейчас в европейских районах СССР.

Топливо-энергетический баланс европейских районов СССР может быть построен целесообразно лишь при создании очень мощных потоков топлива и электроэнергии из восточных районов, в основном из Сибири. Именно поэтому значение форсирован-

ного и пропорционального освоения богатейших топливно-энергетических ресурсов Сибири приобрело сейчас исключительно важное государственное значение; оно существенно предопределяет условия создания оптимальной структуры как топливно-энергетического баланса страны, так и его Единой электроэнергетической системы (ЕЭЭС). Значение этой проблемы вытекает из того, что в перспективе от $\frac{1}{4}$ до $\frac{1}{3}$ всего топливно-энергетического баланса европейских районов СССР необходимо обеспечить энергетическими ресурсами восточных районов.

Из сибирских энергетических ресурсов особое значение имеют запасы нефти и природного газа в Западной Сибири, угля в Кузнецком и Канско-Ачинском бассейнах. Высокая экономичность этих топливных баз в сравнении, например, с Донецким угольным бассейном иллюстрируется в табл. 1.

Таблица 1

Относительная экономичность сибирских топливно-энергетических ресурсов (примерная величина расчетных затрат на добычу)¹

Вид и месторождение топлива	Затраты на добычу, руб/т у. т.
Шахтная добыча угля в Донбассе	13—14
Природный газ Западной Сибири (в среднем)	4,5—5,0
То же нефть	8
Кузнецкие угли открытой добычи	7
Угли Канско-Ачинского бассейна (рядовые)	2—2,2

¹ Здесь и ниже под расчетными затратами понимаются ежегодные расходы плюс нормативная фондоотдача капиталовложений (нормативный коэффициент эффективности капиталовложений).

¹ Здесь и ниже Урал включен в европейские районы.

Разница затрат на добычу топлива в Сибири и в европейских районах СССР столь существенна, что транспорт топлива из Сибири оказывается высокоэкономичным. Например, кузнецкие угли могут конкурировать с донецкими углями даже в районе Москвы. Но вовлечение энергетических ресурсов Сибири в топливно-энергетический баланс европейских районов СССР — это в недалеком будущем не только вопрос экономики топливоснабжения, но и обеспечения растущей потребности этих районов в топливе и энергии.

Восполнять топливно-энергетический баланс европейских районов СССР нельзя каким-то одним видом топлива (газом, нефтью, углем) или электроэнергией. Единственно рационально (по соображениям балансовым, экономическим и надежности) комбинированное решение проблемы, т. е. одновременное использование для этого всех видов сибирских топлив, среднеазиатских и казахстанских ресурсов нефти, природного газа и угля, а также электроэнергии, передаваемой из Сибири и Северного Казахстана (на базе эквипотенциальных углей).

По данным Госкомитета Совета Министров СССР по науке и технике и Академии наук СССР рациональная структура потоков топлива и электроэнергии из восточных районов страны к 1980 г. изменится.

Для создания нормальных условий топливно- и электроснабжения европейских районов СССР имеются и два других решения (определенным образом учтенные в вышеприведенных цифрах) — это, во-первых, такое развитие производительных сил страны, которое обеспечивает более быстрые темпы роста восточных районов и особенно Сибири в первую очередь путем создания в этих районах энергоемких производств. Такой способ сокращения расхода топливных ресурсов в европейских районах весьма эффективен. Например, в Сибири экономично размещение даже целого ряда таких энергоемких производств, сырье для которых завозится из западных районов, куда доставляется и готовая продукция. К сожалению, принцип почти исключительной предпочтительности размещения в Сибири новых энергоемких производств еще часто недооценивается планирующими организациями.

В целом как из-за особенностей размещения по территории СССР топливно-энергетических ресурсов (стоимость которых резко растет в направлении с востока на запад), так и по ряду других соображений проблема ускоренных темпов развития производительных сил Сибири и Дальнего Востока с каждым годом приобретает все большее народнохозяйственное значение.

Второй очень важный путь сокращения потребления органического топлива в европейских районах — это форсированное сооружение здесь атомных электростанций (АЭС). По-видимому, следует серьезно работать над тем, чтобы в течение ближайших лет АЭС приняли бы на себя существенную долю в приросте мощностей электростанций европейских районов СССР. Возможности в этом отношении гидроресурсов ограничены; оставшаяся, еще не освоенная часть экономических ги-

дроресурсов в европейских районах относительно мала по сравнению с растущими потребностями в топливе.

Схема топливоснабжения европейских районов СССР предусматривает использование нефти, природного газа и такого высококалорийного топлива, как кузнецкий уголь, преимущественно для транспортной (мобильной) энергетики, огневых промышленных печей и теплоснабжения (включая ТЭЦ). В связи с этим для электроснабжения европейских районов СССР особое значение приобретает Канско-Ачинский угольный бассейн, уникальный по запасам топлива и по экономическим показателям добычи (2—2,2 руб/т у. т., т. е. в 6—7 раз дешевле добычи углей шахтным способом в европейских районах). Поэтому необходимо всемерно форсировать развитие мощнейших угольных карьеров этого бассейна с целью производства электроэнергии для ее передачи в европейские районы СССР.

Как видно из работ многих организаций, для передачи электроэнергии из Сибири в западные районы страны экономически целесообразно применять (учитывая расстояния и масштабы передачи) постоянный ток напряжением ± 750 кВ, а в дальнейшем и с более высоким напряжением.

Такие электропередачи высокоэффективны — они оказываются экономически оправданными (в базисном режиме) для передачи электроэнергии не только до Урала и Поволжья, но и до Центра и даже Украины (табл. 2).

Хотя цифры табл. 2 являются приближенными, из них следует однозначный вывод о том, что в районы Поволжья, Центра и даже Юга экономичнее передавать электроэнергию из Сибири, используя канско-ачинские угли, чем строить в этих районах новые электростанции на углях шахтной добычи.

Экономия расчетных затрат на одну цепь электропередачи (постоянного тока напряжением ± 750 кВ) из Сибири в Поволжье и в Центр оценивается в 80—100 млн. руб. в год.

При повышении напряжения до ± 1000 кВ эта экономия возрастает еще более, а эффективность таких электропередач оказывается высокой и в полубазисном режиме. Наши расчеты показывают, что скоро будет экономически оправдана передача из Сибири и Казахстана в европейские районы

Таблица 2

Примерная величина расчетных затрат на 1 квт мощности при годовом использовании 7 000 ч

Районы передачи электроэнергии	Сооружение собственных электростанций, руб/квт	Передача электроэнергии на Сибирь, руб/квт	Экономия ¹ , руб/квт
Центр	55	39	16
Поволжье	53	36	17
Юг	48	41	7

¹ В этих цифрах не учтены дополнительные затраты на электрические сети, связанные с приемом электроэнергии, и дополнительный эффект от объединения европейской и сибирской секций ЕЭС (разница в пояском времени и т. п.).

ны до 300 млрд. квт·ч (8—10 линий электропередачи в пересчете на напряжение ± 750 кв). Однако практически к этому периоду, по-видимому, удасться передавать не более 200—250 млрд. квт·ч. Это в первую очередь объясняется тем, что отечественной электротехнической промышленности предстоит еще очень большая работа по созданию уникального и надежного оборудования для дальних электропередач постоянного тока.

Как известно, сейчас принято решение соорудить в 1972—1973 гг. первую сверхдальнюю электропередачу постоянного тока от Экибастузского угольного бассейна до Центра протяженностью около 2,5 тыс. км, а далее перейти к сооружению таких передач от электростанций, работающих на канско-ачинских углях.

Использование углей этого бассейна мыслится не только путем их сжигания на электростанциях, расположенных в районах добычи. Исследования последнего времени [Л. 2] показывают целесообразность «облагораживания» канско-ачинских углей с целью перевозки на Запад по железнодорожным магистралям. Такая постановка вопроса определяется относительно низкой теплотворностью канско-ачинских углей и их самовоспламеняемостью при перевозках на большие расстояния. Имеется ряд предложений по «облагораживанию» этих углей (размол и подсушка, полукоксование, брикетирование и т. д.); если такая переработка будет обходиться даже в 3—4 руб/т у. т., то и тогда она окажется эффективной в европейских районах по сравнению с развитием шахтной добычи угля.

Канско-ачинские угли в то же время являются наиболее экономичной топливной базой для электроснабжения Западной Сибири и значительной части Восточной Сибири. Поэтому народнохозяйственное значение этого угольного бассейна для электроснабжения страны огромно. По мнению автора, канско-ачинский топливно-энергетический комплекс необходимо создать не менее чем из 10—15 электростанций, мощностью каждая 4—6 млн. квт, ряда угольных карьеров производительностью 40—60 млн. т угля каждый и специализированных топливоперерабатывающих предприятий.

Особое внимание следует уделить рациональному взаимному размещению угольных карьеров, углеперерабатывающих предприятий, электростанций, жилья, транспортных связей и т. п. с учетом суровых условий сибирского климата, ограниченных водных ресурсов и т. п.

Велико общесоюзное значение Кузнецкого угольного бассейна, так как уголь открытой добычи этого бассейна, в силу хорошего качества и высоких экономических показателей, должен перевозиться на Запад, до Центра включительно.

Таким образом, в перспективном топливно-энергетическом балансе СССР топливные ресурсы Сибири должны иметь двоякое значение: 1) существенно восполнять топливно-энергетический баланс европейских районов и Урала; 2) обеспечивать ускоренные темпы развития производительных сил Сибири и создаваемых здесь энерго- и топливоемких производств. Поэтому темпы освоения этих ресурсов должны быть особенно высокими; проблемы создания мощнейших цен-

тров топливоснабжения в фактически еще необжитых районах Западной Сибири (Тюменская, Томская области), Канско-Ачинского угольного бассейна, а также наращивание производительности Кузнецкого угольного бассейна следует рассматривать как ключевые позиции развития энергетики страны.

Быстро нарастающий дефицит собственных экономических топливно-энергетических ресурсов европейских районов СССР и Урала — одна из важных причин, по которой в ближайшие годы требуется разработка прогноза (гипотезы) развития и размещения производительных сил страны и ее топливно-энергетического баланса до конца XX в. В этом прогнозе надо себе представить достаточно четко, с одной стороны, как в перспективе ближайших 20—30 лет могут складываться условия топливо- и электроснабжения европейских районов страны, районов, имеющих наиболее благоприятные климатические условия, где размещено много ценных сырьевых ресурсов и проживает основная часть населения СССР.

С другой стороны, необходимо оценить реальные возможности обеспечения нарастающих потоков топлива и электроэнергии из восточных районов и все сложные аспекты увеличения населения и развития производительных сил этих районов.

Концепция формирования ЕЭС страны органически связана с общим направлением развития топливно-энергетического хозяйства (баланса), что проявляется в первую очередь в следующем:

1) в различии рациональных темпов развития и глубины электрификации европейских и восточных районов страны;

2) в необходимости создания в возможно короткий срок очень мощных потоков электроэнергии из Северного Казахстана и Сибири в европейские районы страны;

3) в целесообразности форсированного развития АЭС в европейских районах СССР;

4) в существенном развитии по стране в целом централизованного теплоснабжения, в значительной части ориентированного на теплоэлектроцентрали;

5) в специфике выбора типов, размещения и режимов использования электростанций в европейской и сибирской секциях ЕЭС.

Ниже дается краткая характеристика изложенных положений.

В настоящее время электроэнергией удовлетворяется около 15% всего полезного потребления энергии в народном хозяйстве.

В дальнейшем доля электроэнергии в обеспечении потребностей народного хозяйства естественно должна постоянно возрастать.

Для каждого данного этапа развития существует достаточно определенный оптимальный уровень электрификации (доля электроэнергии в покрытии потребностей страны в различных видах энергии), который обеспечивает минимум общественно необходимых затрат в развитие народного хозяйства. К сожалению, обоснованной методики определения оптимальных уровней электрификации до сих пор не существует. Поэтому сегодня можно говорить лишь об общих тенденциях в выявлении требуемой глубины электрификации различных районов страны.

Целесообразность по общим условиям топливно-снабжения развития электроемкой промышленности в Сибири (и частично в Средней Азии) требует значительно более высоких, чем средние по стране, темпов роста потребления электроэнергии в Сибири. Наряду с этим в целом уровень электрификации, в первую очередь термических процессов, в Сибири должен быть существенно выше, чем в европейских районах.

Это определяется, во-первых, отсутствием в Сибири и особенно в Восточной Сибири и в Забайкалье существенных ресурсов высококачественного топлива (природный газ, мазут), во-вторых, нехваткой трудовых ресурсов в этих районах. Последнее требует создания материальных предпосылок для увеличения производительности труда и услуг, предоставляемых населению².

Для иллюстрации в табл. 3 приведена одна из вероятных (по экспертной оценке) тенденций изменения перспективной потребности в электроэнергии по основным районам страны, где рост электропотребления Сибири и Дальнего Востока принят на 1967—1975 гг. по одному из минимальных вариантов.

По мнению автора, экономическая целесообразность обеспечения в больших количествах баланса электроэнергии европейских районов энергетическими ресурсами восточных районов определяет необходимость объединения в ближайшее время европейской и сибирской секций ЕЭЭС мощнейшими транзитными передачами электроэнергии на постоянном токе. Значение этих потоков в формировании ЕЭЭС видно из того, что в недалеком будущем их экономичная доля в общем балансе электроэнергии европейской секции ЕЭЭС оценивается Сибирским энергетическим институтом СО АН СССР примерно в 20% (включая передачу из Казахстана), а Энергосетьпроектом — в 15%.

Один из возможных вариантов направления этих потоков электроэнергии, объединяющих европейскую и сибирские секции ЕЭЭС в перспективе показан на рис. 1.

Недостаток собственных топливно-энергетических ресурсов европейских районов предопределяет, как сказано, важную стратегическую особенность: быстрое развитие здесь мощных атомных электростанций; их экономичность на первых этапах развития определяется вытеснением КЭС, использующих дорогие угли шахтной добычи, что соответствует предельным расчетным затратам на АЭС 0,8—0,9 коп/квт·ч (при 6 000 ч годового использования). При больших масштабах развития, когда АЭС будут конкурировать с передачей электро-

² Следует отметить, что в целом ряде работ, посвященных определению целесообразных уровней электрификации, в том числе жилищно-коммунального хозяйства, допускаются «стандартная ошибка» — недооценивается значительно большая «потребительская ценность» электроэнергии по сравнению с любым видом топлива (ее санитарно-гигиенические преимущества, возможности при электрификации повышения производительности труда, интенсификации технологических процессов и т. п.), что часто мы еще не умеем количественно оценивать должным образом. Тем самым преуменьшается народнохозяйственная эффективность электрификации.

Таблица 3

Районы страны	1970 г., %	в перспективе, %
I. Европейская часть СССР		
Центр	15	14
Юг	22	21
Урал	15	14
Прочие районы	21	21
Итого	73	70
II. Сибирь и Дальний Восток . .		
III. Казахстан и Средняя Азия	18	19
	9	11
Итого	100	100

энергии из Сибири, эти цифры должны соответственно снижаться до 0,6—0,7 коп/квт·ч.

Централизованное теплоснабжение, в том числе и осуществляемое от ТЭЦ, кроме существенной экономии топлива служит мощным средством разумного перевода топливного баланса городов и предприятий на использование низкокачественных топлив.

Относительно высокая стоимость топлива в европейских районах СССР (см. табл. 1) существенно повышает экономичность теплофикации этих районов. Для районов же Сибири основной фактор, определяющий эффективность развития теплофикации (часто, к сожалению, недооцениваемый), заключается в том, что теплофикация — это единственный обоснованный путь обеспечения целесообразного теплоснабжения городов и промышленных центров путем использования дешевых, но относительно низкокачественных сибирских углей (канско-ачинского, азейского, черемховского и др.)³.

Поэтому обоснованно можно считать, что доля ТЭЦ в перспективном балансе электроэнергии ЕЭЭС сохранится почти на существенном уровне (30—35% в европейской и 20—25% в сибирской секциях), т. е. будет и в дальнейшем существенно определять общую структуру электрогенерирующих мощностей.

В связи с вышеизложенным принципиально новому в ближайшие 10—15 лет будет удовлетворяться прирост производства электроэнергии в европейской секции ЕЭЭС. По нашему мнению, наиболее вероятно, что ТЭЦ будут обеспечивать в среднем не менее 25—30% этого прироста, ГЭС менее 5%, КЭС примерно 15—20%, а около половины прироста должно быть покрыто передачей электроэнергии из Сибири и АЭС.

Эта структура прироста электрогенерирующих мощностей будет существенно дифференцирована по отдельным объединенным электроэнергетическим системам (ОЭЭС), входящим в европейскую секцию ЕЭЭС. Доля прироста нагрузки, покрываемая передачей электроэнергии из Сибири, будет естественно наибольшей на Урале, в Поволжье и Центре. Поэтому экономически оправданно размещение АЭС почти исключительно в районах Юга и

³ Часто противопоставляемый теплофикации вариант сооружения мощных межрайонных котельных на угле в действительности по совокупности многих технических, экономических и организационных предпосылок обычно оказывается нереальным.



Изложенное требует особого внимания к выбору топливного режима новых КЭС и определяет необходимость их работы на нескольких видах топлива (например, уголь и природный газ, используемый главным образом в летнее время). Крайне важна и проблема использования на КЭС высокосернистого мазута (из нефти Поволжья).

Рис. 1. Карта-схема основных межсистемных электрических связей.

частично Северо-Запада, Прибалтики и Белоруссии.

С учетом размещения основных центров теплопотребления (промышленного, жилищно-коммунального) доля ТЭЦ будет, по-видимому, примерно одинакова во всех ОЭЭС при некотором ее снижении в южных районах. Конденсационные электростанции получат наибольшее развитие в южных районах ЕЭЭС.

Интересно отметить существенную особенность предстоящего развития КЭС — этот тип электростанций замыкает баланс электроэнергии. Поэтому любые изменения (увеличение, уменьшение) ранее предполагаемых масштабов потребления электроэнергии, развития передачи электроэнергии из Сибири, АЭС, ТЭЦ, ГЭС непосредственно сказываются на вводе новой мощности на КЭС. Следовательно, этот ввод, как и требуемый им расход топлива, подвержены в наибольшей мере вероятностным изменениям, а поэтому в перспективных проектах имеет наибольшую абсолютную погрешность. Так, например, в зависимости от принимаемых в настоящее время, еще во многом неясных перспектив развития АЭС и ТЭЦ, передача электроэнергии из Сибири возможно колебание производства электроэнергии на КЭС в европейской секции ЕЭЭС может достигнуть в будущем колоссальной цифры: $\pm 120-140$ млрд. квт·ч; это соответствует изменению общего расхода топлива на них примерно на $\pm 40-50$ млн. т у. т. Необходимо учитывать, что эти вероятные колебания в определенной мере приходится на угли шахтной добычи, подготовка к освоению которых занимает многие годы⁴.

Пропорции топливоснабжения электростанций европейской секции ЕЭЭС развиваются таким образом, что (кроме ТЭЦ) почти исключают круглогодичное использование в качестве топлива для конденсационных электростанций природного газа и существенно ограничивают расход малосернистого мазута.

Для европейской секции ЕЭЭС, по мнению автора, характерно приближение источников электроэнергии к центрам ее потребления. Это определяется: а) существенным значением в покрытии в перспективе прироста нагрузки за счет ТЭЦ, АЭС и передачей электроэнергии из Сибири; б) целесообразностью во многих случаях размещения КЭС вблизи от центров электропотребления, так как в складывающихся местных условиях часто транспорт топлива оказывается экономичнее передачи электроэнергии; в) малой долей новых ГЭС в покрытии прироста нагрузки. Поэтому в перспективе, по-видимому, нельзя ожидать существенных транзитных передач электроэнергии между основными объединенными электроэнергетическими системами европейской секции ЕЭЭС. Можно полагать, что электрические связи между ними, осуществляемые на переменном токе, будут относительно ограничены и преимущественно маневренные. Но основные из этих ОЭЭС одновременно будут связаны сильными, преимущественно транзитными электропередачами с сибирской секцией ЕЭЭС.

Для европейской секции ЕЭЭС характерно постепенное разуплотнение суточного графика нагрузки (например, за счет роста жилищно-коммунальной нагрузки), малая доля ГЭС и относительно высокая — ТЭЦ, а главное — нарастающее значение таких типично базисных (по экономическим показателям) источников, как передача электроэнергии из Сибири и АЭС, а также малая маневренность ныне вводимых паротурбинных блоков 200 и 300 тыс. квт. Под влиянием этих факторов в европейской секции ЕЭЭС следует ожидать очень

⁴ Влияние роли КЭС замыкающих баланс электроэнергии, и одновременно работающих преимущественно на топливе, замыкающем топливно-энергетический баланс страны, достаточно полно ощущается и сегодня. Объективно в значительной мере именно этим объясняются частые и болезненные изменения плановыми организациями топливных режимов КЭС.

своеобразной обстановки, которая будет характеризоваться дефицитностью мощностей для покрытия полубазисной, пиковой нагрузки и резерва и избыточностью мощностей, загружаемых в базисном режиме. Для иллюстрации на рис. 2 показано одно из возможных решений покрытия совмещенного зимнего суточного графика нагрузки европейской секции ЕЭЭС при разных вариантах развития

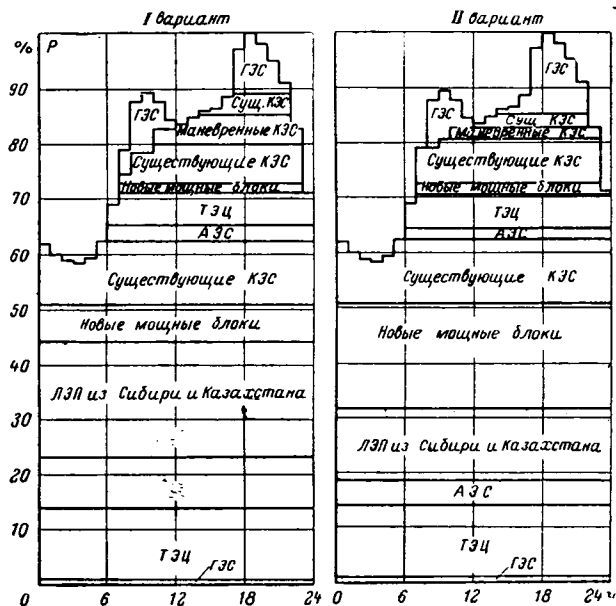


Рис. 2. Покрытие характерного зимнего суточного графика нагрузки европейской части ЕЭЭС.

атомных электростанций и передачи электроэнергии из Сибири и при самом минимальном количестве ТЭЦ. Надо отметить, что рассмотрение только общего совмещенного графика нагрузки ЕЭЭС существенно сглаживает реально возникающие трудности прохождения ночного спада и утреннего набора нагрузки. В этом отношении особых трудностей следует ожидать в Объединенной электроэнергетической системе Центра, где будет существенна доля ТЭЦ и электроэнергии, получаемой из Сибири. По-видимому, нельзя решать задачу путем сокращения в ночное время нагрузки сибирских линий электропередачи, так как это было бы равносильно снижению экономичности ЕЭЭС по режимным соображениям. Поэтому на изучение режимов работы европейской секции ЕЭЭС должно быть обращено особое внимание. При решении этой задачи следует предъявлять жесткие требования к гибкости эксплуатации паротурбинных блоков 300, 500 тыс. кВт и более (даже ценой некоторого снижения их тепловой экономичности), развивать маневренные межсистемные электрические связи, а также можно создавать специальные маневренные относительно дешевые КЭС — паротурбинные, газотурбинные (вариант их вероятного режима показан на

рис. 2)*. По мнению автора, нецелесообразно решение задачи при помощи снижения по режимным условиям доли ТЭЦ в балансе мощности ЕЭЭС.

Сибирская секция ЕЭЭС формируется в условиях, принципиально отличающихся от условий формирования других секций⁵. Она будет иметь весьма плотный суточный и годовой графики нагрузки. Это определяется как высокой долей в ее нагрузке электроемких производств, так и базисным режимом передачи электроэнергии в европейские районы. О значении последнего фактора можно судить по тому, что по уровню 80-х годов доля электроэнергии, передаваемой на Запад, может достигнуть более половины всего собственного потребления электроэнергии в Сибири.

В Сибири размещены наиболее экономичные и мощные гидроресурсы (реки Енисей, Ангара, Лена), что определяет целесообразность сооружения здесь ряда очень крупных ГЭС. Ими эффективно обеспечивать всю пиковую, полубазисную и частично базисную нагрузки, а также сосредоточивать на них главную часть резервной мощности. Поэтому тепловые электростанции Сибири (КЭС, ТЭЦ) должны работать полностью в базисном режиме с предельно высоким годовым числом часов использования. Все эти факторы создают условия, когда в сибирской секции ЕЭЭС необходимый ввод новой мощности определяется не прохождением зимнего максимума нагрузки, а годовым балансом электроэнергии. В этих условиях и при низкой стоимости топлива в Сибири, по мнению автора, решающим требованием к оборудованию тепловых электростанций становится не столько тепловая его экономичность, сколько максимальная надежность и быстрые темпы наращивания мощности.

Действительно, если тепловые электростанции Сибири должны работать при предельно высоком годовом числе часов использования, то всякое снижение данной величины, например, из-за недостаточной надежности неизбежно вызовет увеличение установленной мощности этих станций. Второе важнейшее требование — такое сочетание ввода новых гидростанций и тепловых электростанций, которое не приводит к образованию на ГЭС бездействующей мощности⁶.

Для сибирской секции ЕЭЭС в то же время характерно: а) предстоящее создание крайне слож-

* Предлагаемое в ряде стран создание ликовых установок на специальных нетурбинных двигателях вряд ли в масштабах нагрузки европейской секции ЕЭЭС можно рассматривать как основной путь решения задачи.

⁵ Среднеазиатская секция ЕЭЭС на относительно далекую перспективу будет развиваться практически изолированно; поэтому условия ее развития в статье не рассматриваются.

⁶ При характерном годовом числе часов использования совмещенного максимума нагрузки в 6 800—7 200 ч, а установленной мощности ГЭС — 4 500—5 000 ч чрезмерное форсирование сооружения ГЭС естественно приводит к перемещению их в базисную часть графика нагрузки, т. е. к невозможности по условиям водотока полного использования установленной мощности ГЭС.

ного и сверхмощного узла электрических связей в районе Красноярск—Кемерово, вызываемого сооружением очень крупных тепловых электростанций на канско-ачинских углях и ГЭС на р. Енисей (Красноярская, Саяно-Шушинская, Богучанская и др.); б) непосредственная зависимость необходимой пропускной способности и параметров линий электропередачи, соединяющих Красноярскую и Иркутскую ОЭЭС, от условий освоения новых энергетических ресурсов северо-западнее о. Байкал (южная часть Тунгусского угольного бассейна, ГЭС на среднем течении р. Лены) и Забайкалья.

Высказанные положения о направлениях формирования ЕЭЭС страны характеризуют как бы стратегию ее развития. Одновременно возникает очень много сложнейших, еще нерешенных научных и инженерных задач; основные из них:

1. Выбор рациональной конфигурации основных электрических связей ЕЭЭС и принципиальной концепции их развития на различных напряжениях (500, 750, 1 000 кВ переменного тока, ± 750 кВ и выше постоянного тока) и их оптимальное сочетание при использовании как транзитных и маневренных.

2. Создание надежной работы ЕЭЭС в принципиально новых условиях объединения ОЭЭС сильными связями на постоянном токе, когда задача поддержания электроснабжения в аварийных режимах, превращаясь из внутрисистемной в межсистемную задачу, может существенно повлиять на формирование многих звеньев ЕЭЭС в целом.

3. Создание нового энергетического и электротехнического оборудования с полным учетом особенностей его предстоящего использования в отдельных секциях ЕЭЭС. Например, совершенно различные требования к работе тепловых электростанций в европейской и сибирской секциях ЕЭЭС выдвигают много аргументов в пользу создания для них разных типов основного оборудования.

4. Создание в возможно короткий срок надежно работающего оборудования для электропередач постоянного тока напряжением ± 750 кВ, а затем и выше.

5. Решение проблем оперативного управления таким гигантским комплексом, как ЕЭЭС страны, и создание необходимых для этого средств автоматики и вычислительной техники.

В заключение следует отметить, что до настоящего времени подавляющее большинство методов и приемов, применяемых для разработки проектов развития электроэнергетических систем, фактически исходят из представления, что, во-первых, та-

кие системы являются детерминированными и что, во-вторых, их развитие можно рассматривать как скачкообразное на последний год каждого 5-летия. Проведенные исследования и накопленный опыт убедительно показывают, что такие представления являются важной причиной ряда плановых и проектных просчетов. В действительности электроэнергетические системы, как и в целом большие системы в энергетике, следует рассматривать как непрерывно развивающиеся и вероятностные, существенно подверженные действию разнообразных случайных факторов. Исследования убедительно показывают, что только при таком представлении о природе и основных свойствах ЕЭЭС можно в ближайшие годы найти действительно обоснованные решения о ее развитии. Но создание методов проектирования ОЭЭС и ЕЭЭС, как вероятностных и непрерывно развивающихся систем, невозможно без применения методов математического, а в определенной мере физического моделирования и широкого использования ЭЦВМ. Именно поэтому важно развивать теоретические и научно-технические исследования в области оптимизации и управления большими системами в энергетике.

Выводы. 1. Важнейшая проблема перспективного топливно-энергетического баланса СССР заключается в рациональном использовании мощных и высокоэкономичных энергетических ресурсов Сибири для топливно- и электроснабжения европейских районов СССР и форсированного развития производительных сил Сибири и в первую очередь энергоемких отраслей промышленности.

2. Эти положения существенно определяют концепцию формирования европейской и сибирской секций ЕЭЭС и их объединения на основе мощных и протяженных транзитных электропередач постоянного тока.

3. Принципы развития этих секций, тип сооружаемых в них электростанций и условия их использования резко различны.

4. Создание ЕЭЭС страны на уровне 1975—1985 гг. требует проведения огромной научной и инженерной работы для решения многих сложных задач.

Литература

1. Мелентьев Л. А., Задачи научных исследований энергетического баланса, «Электричество», 1964, № 2.
2. Стырикович М. А., Бесчинский А. А., Роль энергоресурсов Сибири в рационализации топливно-энергетического баланса страны, «Теплоэнергетика», 1966, № 10.



Регулирование режима электрических систем и дальних электропередач и повышение их устойчивости при помощи управляемых статических ИРМ

Доктор техн. наук, проф. В. А. ВЕНИКОВ и канд. техн. наук, доц. Л. А. ЖУКОВ

Московский энергетический институт

Введение. Развитие электрических систем и повышение качества электроснабжения связаны с улучшением технических и технико-экономических характеристик основного оборудования и с выбором оптимального сочетания отдельных элементов в общей системе электроснабжения. В качестве таких элементов должны рассматриваться как старые, ставшие уже привычными и нашедшие широкое практическое применение, так и новые устройства.

При таком подходе серьезного внимания заслуживают возможности, связанные с применением современной электронно-ионной преобразовательной техники в системах переменного тока [Л. 1 и 2], используемые пока только в устройствах регулирования возбуждения. В последние годы в проблемной лаборатории МЭИ развивается направление, связанное с созданием статических управляемых источников реактивной мощности (ИРМ) ¹ на базе применения ионных и полупроводниковых вентилей [Л. 1—3].

Управляемые статические ИРМ такого типа могут быть полезны во многих отраслях электроэнергетики и электропривода. Отличительные свойства ИРМ — быстродействие и непрерывность регулирования — позволяют рассчитывать на значительный технико-экономический эффект от их применения в следующих случаях:

1. В мощных дальних электропередачах в качестве устройств регулируемой поперечной компенсации, обеспечивающих повышение уровня устойчивости и, следовательно, увеличивающих пропускную способность таких электропередач.

2. Для выдачи необходимой реактивной мощности электростанциями, на которых устанавливаются генераторы, имеющие малые токи возбуждения, или генераторы, токи возбуждения которых почему-либо нежелательно регулировать, например капсульные гидрогенераторы. При этом регулирование может быть перенесено с генератора на ИРМ.

3. Для повышения устойчивости электрических систем путем сверхбыстродействующей форсировки реактивной мощности в узлах нагрузки и на шинах генераторных станций.

4. В качестве средств для устранения колебания параметров режима сети системы или отдельных потребителей при толчкообразной нагрузке.

5. Для обеспечения работы асинхронных генераторов. В этом случае регулируемые статические ИРМ обеспечивают баланс реактивной мощности при заданном напряжении на шинах электрических станций.

6. В качестве быстродействующего регулируемого источника реактивной мощности для инверторов и различного рода преобразователей. Перечисленные области использования ИРМ иллюстри-

руются в таблице ожидаемыми графиками изменения их реактивной мощности. В каждом из указанных случаев требуется разработка наиболее рациональной системы «ионного компенсатора», выяснение его технических и технико-экономических характеристик, определение целесообразного закона регулирования и оценка эффекта от его применения.

В настоящей статье некоторые из этих вопросов рассматриваются применительно к задаче повышения устойчивости электрических систем и увеличения пропускной способности дальних электропередач.

Возможности «внутреннего регулирования» системы. Известно, что активные мощности генераторных станций сложной системы могут быть найдены следующим образом:

$$P_i = E_i^2 y_{ii} \sin \alpha_{ii} + E_i \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n E_j y_{ij} \sin(\delta_i - \delta_j - \alpha_{ij}) \quad (1)$$

$$(i = 1, 2, \dots, n),$$

а изменения углов δ определены на основании системы дифференциальных уравнений:

$$\frac{d^2 \delta_i}{dt^2} = \frac{1}{T_j} \left[P_{Ti} - E_i^2 y_{ii} \sin \alpha_{ii} - E_i \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n E_j y_{ij} \sin(\delta_i - \delta_j - \alpha_{ij}) \right] \quad (i = 1, 2, \dots, n). \quad (2)$$

Уравнения (1) и (2) показывают, что воздействие на характер изменения углов δ и величины активных мощностей генераторных станций может быть осуществлено при:

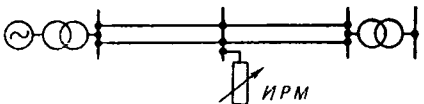
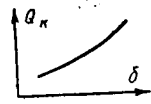
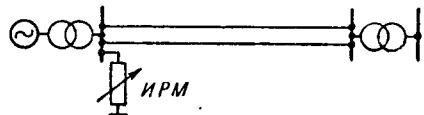
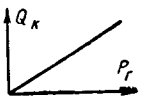
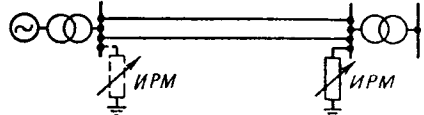
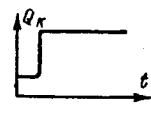

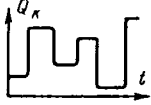
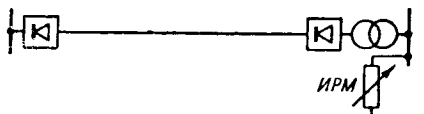
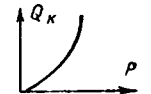
1) изменении э. д. с. E_i путем соответствующего регулирования тока возбуждения;

2) изменении проводимостей Y_{ij} ($i = 1, 2, \dots, n$; $j = 1, 2, \dots, n$). Первый из этих способов лежит в основе мероприятий по повышению устойчивости, нашедших широкое применение; второй — практически не получил никакого применения для непрерывного регулирования режима.

Проводимости Y_{ij} зависят от схемы сети, мощности и характеристик потребителей. Если для нагрузки в первом приближении принять для некоторого момента времени $r_{н} = \text{const}$ и $x_{н} = \text{const}$, то при заданной схеме сети изменение Y_{ij} может быть достигнуто либо включением реактивных регулируемых сопротивлений в отдельные ветви схемы системы, либо включением таких сопротивлений на ряде подстанций в качестве регулируемой реактивной нагрузки. В настоящее время, по-видимому, можно говорить как о реальном, так и о втором способе включения регулируемых реактивных сопротивлений.

Уравнения (1) и (2) показывают, что если иметь в системе один или несколько регулируемых ИРМ,

¹ Иногда такие устройства называют «ионными компенсаторами».

Назначение регулируемого ИРМ	Схема включения	Характеристики работы ИРМ
Повышение предела мощности дальних электропередач		
Выдача реактивной мощности станциями с синхронными или асинхронными генераторами		
Форсировка реактивной мощности для повышения устойчивости		
Снижение колебаний напряжения при толчках нагрузки		
Выдача реактивной мощности на инвертерной подстанции		

то можно менять проводимости Y_{ij} , увеличивая или уменьшая их в зависимости от степени изменения эквивалентного сопротивления ИРМ. Поскольку это сопротивление определяется величиной и знаком реактивной мощности ИРМ, то характер изменения проводимостей Y_{ij} может изменяться в зависимости от принятого закона регулирования мощности ИРМ.

Таким образом, можно воздействовать на характеристики режима системы не за счет регулирования возбуждения генератора, а путем изменения характеристик связи между ними. Строгое доказательство такой возможности при работе генератора на шины неизменного напряжения и включении регулируемого статического ИРМ на его шины дано в [Л. 3]. Если провести сопоставление двух возможностей регулирования применительно к схеме замещения системы, то условно можно сказать, что применение регулируемых ИРМ позволяет осуществлять «внутреннее регулирование» в отличие от «внешнего», осуществляемого за счет изменения э. д. с., соединенных с внешними узлами схемы замещения системы (рис. 1).

Возможности «внутреннего» регулирования еще не полностью выявлены. Однако, основываясь на некоторых выводах, полученных для более простых схем и приведенных ниже, можно полагать, что при несоизмеримо малой в сравнении с величиной T_J постоянной времени, характеризующей процессы в регулируемых статических ИРМ, следует ждать

от такого регулирования существенного положительного воздействия на устойчивость электрических систем. Для этого необходим правильный выбор закона регулирования как для ИРМ, так и одновременно для генераторов [Л. 3 и 4]. Разработка этих вопросов равно как и сопоставление автономной и централизованной систем регулирования в сложных системах, должны в каждом конкретном случае являться предметом специальных исследований.

Условия статической устойчивости электропередач при применении статических ИРМ в качестве средств регулируемой поперечной компенсации. Рассмотрим электрическую систему, в которой генераторная станция работает на шины неизменного напряжения, причем в некоторой промежуточной точке k на линии связи между станцией и шинами приемной системы включен статический регулируемый ИРМ (рис. 2). Примем, что регуляторы возбуждения обеспечивают постоянство напряжения на шинах высшего напряжения станции в любой момент времени. При этом условии активная мощность станции — функция угла δ , определяющего сдвиг по фазе напряжений по концам линии, и эквивалентного сопротивления x_k , поскольку от этого сопротивления зависят проводимости Y_{11} и Y_{12} .

Уравнение малых колебаний роторов генераторной станции при принятом предположении может быть записано в следующем виде:

$$T_J p^2 \Delta \delta + P_d p \Delta \delta + \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \Delta \delta + \frac{\partial P_1}{\partial x_k} \Delta x_k = 0. \quad (3)$$

Эквивалентное реактивное сопротивление ИРМ в общем случае может являться функцией любого режимного параметра. Пусть она является функцией напряжения в точке k и зависит от угла регулирования вентилей, имеющих в схеме ИРМ. Тогда

$$\Delta x_k = \frac{\partial x_k}{\partial U_k} \Delta U_k + \frac{\partial x_k}{\partial \alpha} \Delta \alpha. \quad (4)$$

При установке для ИРМ регулятора напряжения пропорционального типа и приближенном учете запаздывания в регуляторе и системе управления ИРМ имеем:

$$\Delta \alpha = \frac{k_0}{1 + p T_\alpha} \Delta U_k, \quad (5)$$

где T_α — эквивалентная постоянная времени регулятора и системы управления ИРМ.

Дополнив систему уравнений (3) — (5) уравнениями баланса активной и реактивной мощности в узле k , получим:

$$\begin{aligned} \Delta P_{1(k)} - \Delta P_{2(n)} - \Delta P_k &= 0; \\ \Delta Q_{1(k)} - \Delta Q_{2(n)} + \Delta Q_k &= 0, \end{aligned}$$

или после подстановки выражений для приращений мощности при $\Delta P_k = 0$ и преобразований с учетом зависимости $\Delta \delta = \Delta \delta_1 + \Delta \delta_2$:

$$\begin{aligned} \left(\Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} \right) \Delta U_k - \left(\frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} + \frac{\partial P_{2(n)}}{\partial \delta_2} \right) \Delta \delta_2 + \\ + \frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} \Delta \delta = 0; \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \left(\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} \right) \Delta U_k - \left(\frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} + \frac{\partial Q_{2(n)}}{\partial \delta_2} \right) \Delta \delta_2 + \\ + \frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} \Delta \delta + \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} \Delta \alpha = 0, \end{aligned} \quad (7)$$

где

$$\begin{aligned} \Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} &= \frac{\partial P_{1(k)}}{\partial U_k} - \frac{\partial P_{2(n)}}{\partial U_k}; \\ \Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} &= \frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial U_k} - \frac{\partial Q_{2(n)}}{\partial U_k} + \frac{\partial Q_k}{\partial U_k}. \end{aligned}$$

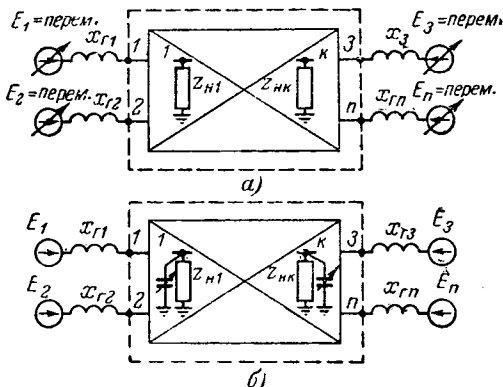


Рис. 1. Условные схемы сложной электрической системы.
а — при «внешнем» регулировании; б — при «внутреннем» регулировании.

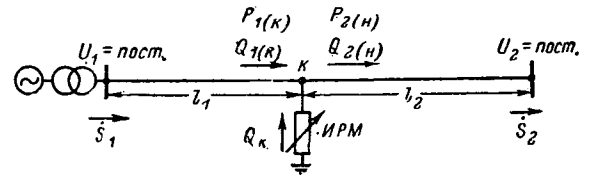


Рис. 2 Принципиальная схема дальней электропередачи с ИРМ в промежуточной точке.

На основании уравнений (3) — (7) характеристическое уравнение системы может быть получено в следующем виде:

$$\begin{aligned} p^3 T_J T_\alpha \left(\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} - a \Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} \right) + p^2 \left[(T_J + P_d T_\alpha) \times \right. \\ \times \left. \left(\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} - a \Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} \right) + T_J k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} \right] + \\ + p \left[\left(P_d + \frac{\partial P_1}{\partial \delta} T_\alpha \right) \left(\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} - a \Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} \right) + \right. \\ \left. + P_d k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} - T_\alpha \frac{\partial P_1}{\partial x_k} \cdot \frac{\partial x_k}{\partial U_k} \left(\frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} + a \frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} \right) \right] + \\ + \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \left(\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} + k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} - a \Sigma \frac{\partial P}{\partial U_k} \right) - \\ - \frac{\partial P_1}{\partial x_k} \left(\frac{\partial x_k}{\partial U_k} + k_0 \frac{\partial x_k}{\partial \alpha} \right) \left(\frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} + a \frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} \right) = 0, \end{aligned} \quad (8)$$

где

$$a = \frac{\frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} + \frac{\partial Q_{2(n)}}{\partial \delta_2}}{\frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} + \frac{\partial P_{2(n)}}{\partial \delta_2}}.$$

Проанализируем условия устойчивости симметричной схемы без активных потерь ($l_1 = l_2 = l$ на рис. 2). В этом случае

$$\frac{\partial P_{1(k)}}{\partial \delta_1} = \frac{\partial P_{2(n)}}{\partial \delta_2}$$

и

$$\frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1} = - \frac{\partial Q_{2(n)}}{\partial \delta_2}$$

и следовательно $a = 0$. Если в качестве ИРМ рассматривать устройство, выполненное на базе батарей статических конденсаторов, то следует считать $\frac{\partial x_k}{\partial U_k} = 0$. При этом для симметричной схемы:

$$\begin{aligned} p^3 T_J T_\alpha B + p^2 (T_J + P_d T_\alpha B) + \\ + p \left(P_d + T_\alpha B \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \right) + \frac{\partial P_1}{\partial \delta} - \\ - \frac{k_0 \frac{\partial x_k}{\partial \alpha} \frac{\partial P_1}{\partial x_k} \frac{\partial Q_{1(k)}}{\partial \delta_1}}{\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} + k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha}} = 0, \end{aligned} \quad (9)$$

где

$$B = \frac{\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k}}{\Sigma \frac{\partial Q}{\partial U_k} + k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha}}.$$

После подстановки выражений для частных производных в относительных единицах и ряда преобразований характеристическое уравнение может быть приведено к виду

$$p^3 T_j T_a B + p^2 (T_j + P_d T_a B) + p \left(P_d + T_a B \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \right) + \frac{\partial P_1}{\partial \delta} + \frac{P_m \sin^2 \delta_1}{1 - \frac{2 \cos \delta_1}{k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} \sin \alpha_0 l}} = 0 \quad (10)$$

или

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0,$$

где

$$B = \frac{1}{k_0 \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} \sin \alpha_0 l - 2 \cos \delta_1};$$

$$P_m = \frac{1}{\sin 2\alpha_0 l - \frac{\sin^2 \alpha_0 l}{x_k}}.$$

В уравнениях (9) и (10) производная $\frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} < 0$, поскольку только в этом случае при принятом законе регулирования (5) возможно поддержание напряжения в точке k под действием ИРМ. Следовательно, все коэффициенты характеристического уравнения (10) положительны при $\frac{\partial P_1}{\partial \delta} \geq 0$, т. е. при $\delta \leq 90^\circ$.

При дальнейшем увеличении угла δ коэффициенты a_0 и a_1 остаются положительными независимо от величины коэффициента усиления k_0 , тогда как положительность свободного члена a_3 может быть обеспечена соответствующим выбором минимального значения k_0 , определяемого из следующего выражения:

$$k_{0\text{мин}} = \frac{2 \left| \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \right| \cos \delta_1}{\left(\left| \frac{\partial P_1}{\partial \delta} \right| + P_m \sin^2 \delta_1 \right) \frac{\partial Q_k}{\partial \alpha} \sin \alpha_0 l}. \quad (11)$$

Увеличивая k_0 при росте δ , можно добиться положительности коэффициента a_3 вплоть до угла $\delta = 180^\circ$. Коэффициент a_2 становится отрицательным при углах, близких к 90° . Значения этих углов можно увеличить путем увеличения коэффициента k_0 . Существенного их роста следует ждать также при введении закона регулирования ИРМ производных режимных параметров. Однако при пропорциональном регулировании, как показывает эксперимент и анализ условия Гурвица $a_1 a_2 - a_0 a_3 > 0$, для длины линии в 1 000 км нельзя ждать заметного увеличения зоны устойчивости работы за предел $\delta = 90^\circ$.

Характеристики и пределы мощности линий электропередачи. Эффективность влияния ИРМ на установившийся режим системы может быть оценена при определении мощности, отвечающей пределу устойчивости. В наглядной форме соответствующие

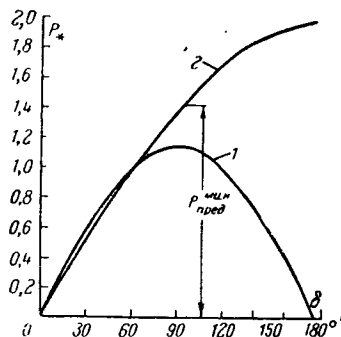


Рис. 3. Угловые характеристики мощности.

1 — при отсутствии поперечной компенсации; 2 — при включении в средней точке линии регулируемого статического ИРМ.

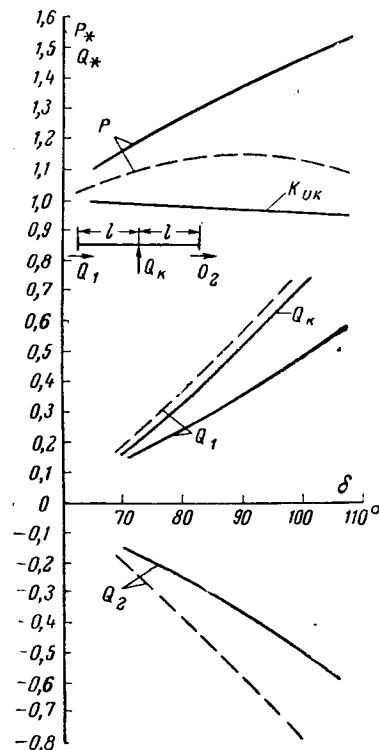


Рис. 4. Угловые характеристики линии электропередачи длиной 1 000 км.

— без поперечной компенсации; — при включении ИРМ в средней точке линии.

зависимости могут быть получены для схемы без активных потерь при $\frac{\partial P_{1(n)}}{\partial \delta} = \frac{\partial P_{2(n)}}{\partial \delta}$. Если считать, что в первом приближении система регулирования ИРМ поддерживает неизменным напряжение в точке его включения, причем $U_k = U_1 = U_2$, то можно определить мощность в начале схемы по параметрам ее половины. При этом получаем:

$$P_1 = \frac{U_1 U_k}{z_c \sin \alpha_0 l} \sin \delta_1,$$

а поскольку $\delta_1 = \delta_2 = \frac{1}{2} \delta$, то

$$P_1 = \frac{U_1 U_k}{\sqrt{2} z_c \sin \alpha_0 l} \sqrt{1 - \cos \delta}$$

или в долях от натуральной мощности

$$P_{*1} = \frac{\sqrt{1 - \cos \delta}}{\sqrt{2} \sin \alpha_0 l}. \quad (12)$$

На рис. 3 показаны угловые характеристики мощности для линии длиной в 1 000 км, полученные по формуле (12), а также вычисленные для линии без поперечной компенсации. Приняв в обоих случаях предельные углы, ограничивающие область устойчивости работы, равными 90° , минимальную предельную передаваемую мощность при наличии ИРМ с пропорциональным регулированием можно определить из следующего выражения:

$$P_{*1\text{ИРМ}} = \frac{1}{\sqrt{2} \sin \alpha_0 l}$$

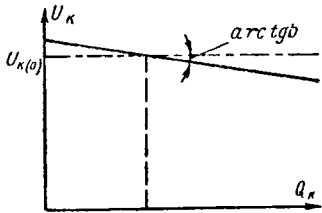


Рис. 5. Характеристика регулирования.

или в долях от предельной мощности линии, но без регулируемого ИРМ

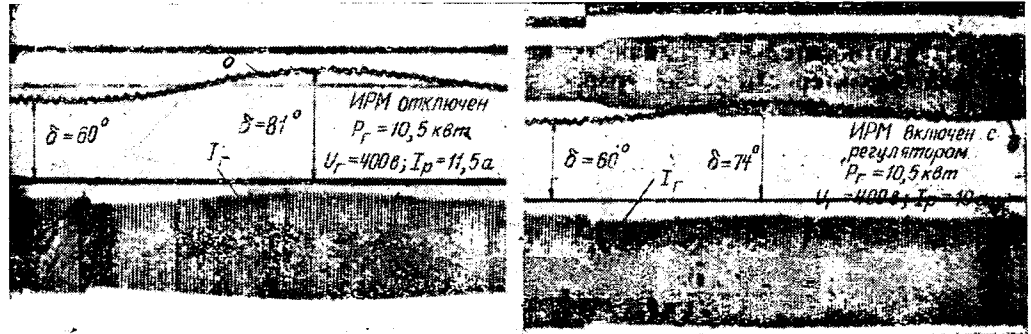


Рис. 7. Осциллограмма переходного процесса при неустойчивом динамическом переходе. а — при отсутствии ИРМ; б — при включении ИРМ.

$$n = \frac{P_{1np}}{P_{1np(L)}} = \frac{\sin \alpha_0 L}{\sqrt{2} \sin \frac{\alpha_0 L}{2}} = \sqrt{2} \cos \frac{\alpha_0 L}{2}. \quad (13)$$

Реактивная мощность ИРМ при условии астатического регулирования определяется из следующего выражения:

$$Q_{*k} = \frac{Q_k}{P_{нат}} = 2 \left(-\operatorname{ctg} \frac{\alpha_0 L}{2} + \frac{\cos \delta_1}{\sin \frac{\alpha_0 L}{2}} \right) = 2 \left(-\operatorname{ctg} \frac{\alpha_0 L}{2} + \frac{\sqrt{1 + \cos \delta}}{\sqrt{2} \sin \frac{\alpha_0 L}{2}} \right)$$

и, следовательно, при достижении предела активной мощности

$$Q_{*knp}^{(мин)} = 2 \left(-\operatorname{ctg} \frac{\alpha_0 L}{2} + \frac{1}{\sqrt{2} \sin \frac{\alpha_0 L}{2}} \right). \quad (14)$$

Результаты расчетов по уравнениям (13) и (14) свидетельствуют о существенном повышении предела мощности по линии, найденном при $\delta_{пред} = 90^\circ$, при применении ИРМ для линий длиной 1000 км и меньше. В этом диапазоне длин линий требующиеся мощности ИРМ имеют умеренные значения, которые достаточно резко уменьшаются при отличии передаваемой мощности от предельной в соответствии с нормированным коэффициентом запаса устойчивости (рис. 4). Снижение эффективности влияния ИРМ на предел мощности при длинах линий, приближающихся к 1500 км, видимо, требует при этих и больших длинах использования нескольких ИРМ, включаемых в различные промежуточные точки линии.

Для получения режимных характеристик идеализированной электропередачи ($r=g=0$) в общем случае при учете статического регулирования ИРМ можно воспользоваться следующими уравнениями:

$$Q_{1(k)} = -U_k^2 y_{22(1)} + U_1 U_k y_{12(1)} \cos \delta_1;$$

$$Q_{2(n)} = U_k^2 y_{11(2)} - U_1 U_k y_{12(2)} \cos \delta_2;$$

$$P_1 = P_{2(n)} = U_k U_2 y_{12(2)} \sin \delta_2.$$

Выразив величины в относительных единицах при $S_{баз} = P_{нат}$ и $U_{баз} = U_2$, из этих уравнений для мощности ИРМ получим:

$$Q_{*k} = -Q_{*1(k)} + Q_{*2(n)} = k_{Uk}^2 (y_{11(2)} + y_{22(1)}) - \sqrt{k_{Uk}^2 k_{U1}^2 y_{12(1)}^2 - P_{*1}^2} - \sqrt{k_{Uk}^2 y_{12(2)}^2 - P_{*1}^2}, \quad (15)$$

где

$$k_{U1} = \frac{U_1}{U_2}; \quad k_{Uk} = \frac{U_k}{U_2}.$$

Если для статического регулирования принять характеристику, показанную на рис. 5, в соответствии с которой

$$Q_{*k} = \frac{1 - k_{Uk}}{b} + Q_{*k(0)}, \quad (16)$$

то, подставив (16) в (15), можно получить уравнение, определяющее напряжение в точке k (в относительных единицах) при заданной активной мощности

$$b [k_{Uk}^2 (y_{11(2)} + y_{22(1)}) - \sqrt{k_{Uk}^2 k_{U1}^2 y_{12(1)}^2 - P_{*1}^2} - \sqrt{k_{Uk}^2 y_{12(2)}^2 - P_{*1}^2}] + k_{Uk} - 1 + b Q_{*k(0)} = 0. \quad (17)$$

Найдя величину k_{Uk} , можно определить характеристики мощности во всех ветвях схемы системы. Такие характеристики приведены для линии длиной 1000 км на рис. 4. Угловая характеристика активной мощности и график $Q_{*k} = f(\delta)$, показанные на рис. 4, мало отличаются от соответствующих характеристик, полученных при астатическом регулировании.

Графики зависимостей $Q_{*1} = f(\delta)$ и $Q_{*2} = f(\delta)$ свидетельствуют о существенном снижении реактивных мощностей по концам линии при применении ИРМ при умеренных значениях его мощности. Это означает, что в ряде случаев включение регулируемых статических ИРМ может оказаться экономически целесообразным средством повышения пропускной способности дальних электропередач, обуславливающим, кроме того, уменьшение реактивной мощности дополнительных устройств на конечных подстанциях. Следовательно, при проектировании таких электропередач использование управляемых статических ИРМ должно рассматри-

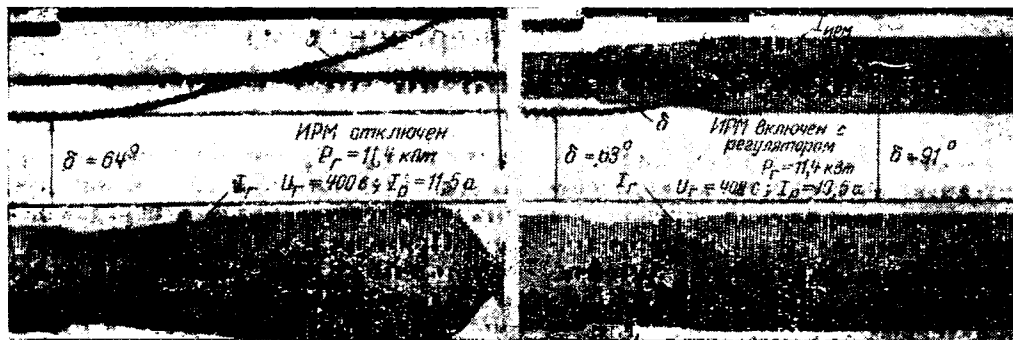


Рис. 7. Осциллограмма переходного процесса при неустойчивом динамическом переходе.
а — при отсутствии ИРМ; б — при включении ИРМ.

ваться в качестве сопоставимого варианта наряду с другими возможными способами обеспечения требуемого запаса устойчивости.

Режимные характеристики электропередачи, в которой управляемый ИРМ со статическим регулированием включен в начале линии, показывают, что в этом случае применение управляемых ИРМ позволяет заметно увеличить предел мощности, разгружая генераторы от реактивной мощности без ухудшения условий регулирования напряжения на шинах станции. Такой вывод свидетельствует о возможности существенного снижения требований к потолкам возбуждения генераторов при установке вблизи станций управляемых статических ИРМ.

Очевидно, что ИРМ будет давать особо значительный эффект в послеаварийном режиме, позволяя снижать запасы мощности нормального режима. Наиболее существенного расширения зоны устойчивости работы следует, по-видимому, ожидать при введении в закон регулирования ИРМ производных режимных параметров. Однако для подтверждения такого предположения необходим дополнительный анализ.

Влияние на динамические процессы. Малые постоянные времени, характерные для статических ИРМ, обеспечивают практически мгновенное воздействие на любые быстротекающие динамические процессы в системе или в отдельных ее элементах и в том числе на процессы, которые могут привести к нарушению динамической устойчивости. Положительное влияние статических ИРМ на динамическую устойчивость электропередач было подтверждено экспериментальным путем на динамической модели проблемной лаборатории электрических систем МЭИ². Рассмотрим в качестве примера динамический процесс при отключении участка нагруженной линии электропередачи. Протекающие процессы показано на рис. 6 и 7. Осциллограммы рис. 6 отвечают передаче мощности, при которой отключение участка не вызывает наруше-

ния устойчивости как при включении ИРМ, так и при его отсутствии. Включение ИРМ системы МЭИ в этом случае сказывается на уменьшении размаха колебаний угла δ . Осциллограммы рис. 7 сняты при увеличении передаваемой мощности до величины, обуславливающей нарушение динамической устойчивости при отключении участка линии. Включение в схему регулируемого ИРМ в этом случае качественно изменяет характер процесса, обеспечивая сохранение устойчивости электропередачи. Аналогичные результаты были получены в опытах, в которых нарушение динамической устойчивости являлось результатом коротких замыканий.

Выводы. 1. Применение статических управляемых источников реактивной мощности следует рассматривать как возможное решение многих сложных проблем, возникающих в современных электрических системах и не разрешаемых применяемыми сейчас техническими средствами.

2. Разработке ИРМ и их внедрению должно быть уделено более серьезное внимание так же, как и другим исследовательским работам в области использования средств преобразовательной техники в электрических системах, сетях и отдельных электропередачах.

Литература

1. Вепиков В. А., Цовьянов А. Н. и Худяков В. В., Новые источники реактивной мощности, позволяющие улучшить использование генераторов и синхронных компенсаторов, «Вестник электропромышленности», 1957, № 12.
2. Веников В. А., Цовьянов А. Н. и Худяков В. В., К вопросу о новых источниках реактивной мощности, позволяющих улучшить использование генераторов и синхронных компенсаторов, «Вестник электропромышленности», 1958, № 7.
3. Веников В. А. и Карпов В. А., Исследование режимов электрических систем, содержащих новые регулируемые электрические установки, путем анализа обобщенного реактивного сопротивления, Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, 1961, № 6.
4. Михневич Г. В. и Фиалков В. М., Система автоматического регулирования управляемых реакторов, «Электричество», 1965, № 12.

² Экспериментальные исследования были выполнены Ю. П. Рыжовым, И. И. Каргашовым и Е. А. Панкратовой.



Экспериментальное исследование устойчивости в объединенных энергосистемах

Канд. техн. наук М. Г. ПОРТНОЙ и канд. техн. наук А. А. ХАЧАТУРОВ
ВНИИЭ

Введение. В условиях эксплуатации, для того чтобы знать пропускную способность электропередач, допустимые уровни напряжения, требования к релейной защите и противоаварийной автоматике, необходимо производить определение устойчивости энергосистемы или отдельных ее частей. Один из наиболее эффективных методов определения устойчивости — проведение натурных испытаний [Л. 1]. Особенно важны такие испытания для объединенных энергосистем, имеющих несколько межсистемных связей, так как в подобных системах в значительной степени проявляется влияние режима одних электропередач на другие и требуется специальная системная автоматика для повышения устойчивости работы системы. Натурные испытания являются одним из основных методов исследований сложных энергосистем. В частности, это относится к исследованиям статической устойчивости, асинхронного хода и ресинхронизации после нарушения устойчивости, исследованию влияния асинхронного хода одних электропередач на устойчивость других и т. п.

В настоящей статье излагается методика проведения таких испытаний, обработки и анализа полученных данных и использования результатов опытов для разработки требований к системной автоматике. Все эти вопросы рассмотрены применительно к объединенной энергосистеме с несколькими межсистемными связями, в которой были проведены опыты по определению пределов статической устойчивости межсистемных электропередач, условий восстановления синхронизма после нарушения устойчивости и после несинхронного АПВ, влияния асинхронного режима одной межсистемной электропередачи на устойчивость другой электропередачи. Работа выполнена в лаборатории устойчивости энергосистемы ВНИИЭ.

Методика проведения испытаний. Опытное определение предельных значений потоков мощности по межсистемной линии передачи по условиям статической устойчивости может быть проведено двумя методами. Первый заключается в том, что мощность, передаваемая по линии ступенями, увеличивается до тех пор, пока наступит нарушение устойчивости. Эта величина и есть $P_{пр}$. Вторым методом основан на том, чтобы искусственно создать синхронные колебания взаимного угла, превышающие $\pm 90^\circ$, или кратковременный асинхронный ход. Максимальное значение мощности по межсистемной электропередаче при синхронных колебаниях или при первом же периоде асинхронного хода является величиной $P_{пр}$. Оба этих метода имеют свои особенности. Первый метод является более точным при определении $P_{пр}$. Однако при достижении $P_{пр}$ может происходить нарушение устойчивости, и такие случаи имели место в энергосистемах при проведении испытаний [Л. 2 и 3].

В некоторых случаях, когда части системы имеют соизмеримую мощность или передающая часть системы меньше приемной, можно произвести опре-

деление $P_{пр}$ первым методом, не нарушая устойчивости. Для этого при достижении предельного угла отключается генератор в передающей части системы. При определении $P_{пр}$ первым методом следует учесть, что баланс мощности в условиях опыта не всегда позволяет достичь предельного значения мощности при передаче как в одном, так и в другом направлениях.

При использовании второго метода для определения $P_{пр}$ достаточно одного колебания угла, превосходящего 90° . Если в опыте имел место хотя бы один цикл асинхронного хода или колебания угла, превосходящие значения, которым соответствует максимум мощности, то определяются предельные мощности при передаче в обоих направлениях. Точность определения $P_{пр}$ вторым методом меньше, чем первым. Это объясняется влиянием регуляторов возбуждения, токами, наведенными в роторах генераторов, и синхронными качаниями между генераторами в тех частях системы, которые соединяются рассматриваемой электропередачей.

Второй метод применим лишь в тех случаях, когда предел статической устойчивости исследуемой электропередачи практически зависит только от угла между какими-либо двумя эквивалентными генераторами (т. е. предельная мощность одной электропередачи не зависит от мощности, передаваемой по другим электропередачам). Однако во многих практически важных случаях, особенно для межсистемных связей, это условие соблюдается.

Для определения $P_{пр}$ на слабых межсистемных связях целесообразно принять второй метод, поскольку, как показали, многочисленные испытания, погрешность этого метода для рассматриваемого класса электропередач не превышает 1—3%, что обычно вполне удовлетворительно. Колебания угла или кратковременный асинхронный ход удобнее всего создать несинхронным АПВ на межсистемной электропередаче. Проведение опытов несинхронного АПВ позволяет также исследовать условия восстановления синхронизма и влияние асинхронного хода по одной электропередаче на развитие резонансных колебаний по другим синхронно работающим электропередачам [Л. 4—6].

Таким образом, проведение опытов несинхронного АПВ, позволяет получить значительные данные о статической и результирующей устойчивости межсистемных связей.

Для определения синхронной динамической устойчивости при коротком замыкании, при отключении части генераторов в приемной части системы или части нагрузки в передающей и т. д. производятся также соответствующие опыты.

Особенности проведения таких опытов в сложных объединенных системах в основном связаны с влиянием переходных процессов, происходящих на одной из электропередач, на устойчивость других электропередач. Такое влияние может быть достаточно сильным даже в тех случаях, когда $P_{пр}$ одной из электропередач мало зависит от режима

других электропередач. При значительных нагрузках электропередач, соседних с испытуемой, может иметь место нарушение устойчивости наиболее загруженных электропередач при сохранении устойчивости испытуемой электропередачи. При подготовке программы испытаний и режима системы для испытаний эти обстоятельства следует иметь в виду. Особенно сильно проявляется влияние процессов на одной из электропередач на режим другой электропередачи, если на первой возникает асинхронный ход. В описанных ниже опытах рассматривались именно такие режимы.

Важным обстоятельством при проведении подобного рода испытаний является правильный выбор объектов измерений и осциллографирований и необходимых для анализа величин, характеризующих с исчерпывающей полнотой протекание процесса. В качестве таких величин можно считать мощность, ток и напряжение транзитных линий и основных узловых точек системы.

Ниже рассмотрен пример экспериментального определения устойчивости в одной из объединенных систем, дан анализ полученных результатов и на основе этого анализа сформулированы требования к системной автоматике. Несмотря на большое разнообразие схем и режимов объединенных систем, этот пример в значительной степени типичен, поскольку как в этом, так и во многих других случаях система может быть представлена в виде эквивалентной трехмашинной схемы.

Схема системы и условия проведения испытаний. Объединенная энергосистема, в которой проводились испытания, состоит из большого числа тепловых и гидроэлектростанций, соединенных линиями электропередачи 110 и 220 кВ. Часть этих связей является достаточно жесткой, поэтому эквивалентная схема этой системы может быть представлена в виде, показанном на рис. 1, а. Эту схему для удобства анализа результатов испытаний можно привести к более простому виду (рис. 1, б). Возможность объединения станций Г и К и представления ее одной эквивалентной станцией В подтверждается приведенными ниже результатами испытаний с возникновением асинхронного хода как по транзитам Н—А, так и по транзиту К, Т—С. При этом ни в одном из этих случаев устойчивость между станциями К и Г не нарушалась.

Основные центры потребления расположены в районе подстанции О, М и станции К. Основные генерирующие мощности системы сосредоточены в двух пунктах: А (около 60%) и В (около 40% всей мощности объединенной системы). Системы А и В имеют соизмеримые мощности, третья система С имеет мощность значительно большую, чем системы А и В, и может быть принята за систему бесконечной мощности.

Системы А и В, с одной стороны, и В и С — с другой, связаны линиями 110 кВ с промежуточными тяговыми нагрузками. Эти электропередачи являются слабыми связями в том смысле, как это понимается в [Л. 1].

В условиях эксплуатации по обеим электропередачам имеют место значительные (по сравнению с предельными) потоки мощности как в одном,

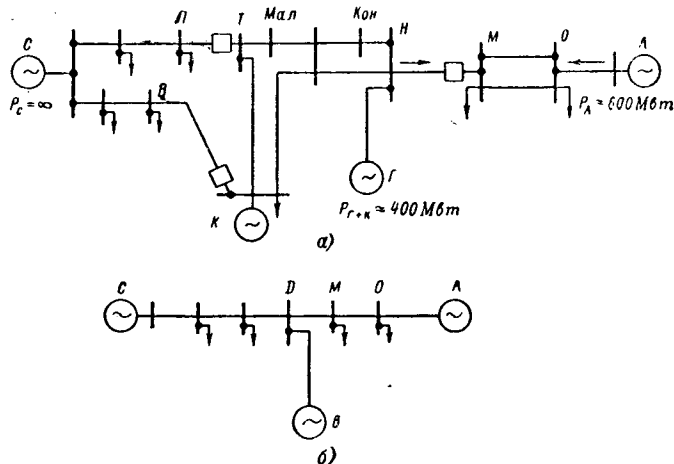


Рис. 1. Схема объединенной энергосистемы.
а — принципиальная; б — упрощенная.

так и в другом направлениях. Однако преимущественно мощность передается из системы В в систему С и в систему А. В этих условиях для правильного ведения нормального режима системы большое значение имеет знание действительных пределов передаваемых мощностей по межсистемным линиям как по отправному, так и по передающему концам линий.

Целью проводимых испытаний было определение пределов статической устойчивости, условий ресинхронизации после НАПВ и влияния асинхронного хода между системами В и С на устойчивость электропередачи между системами В и А. Определение синхронной динамической устойчивости при коротких замыканиях не производилось, так как для слабых связей, как правило, нет необходимости в ее сохранении, если обеспечивается результирующая устойчивость. При этом учитывалось также, что в эксплуатации не зарегистрированы случаи нарушения синхронной динамической устойчивости слабых связей [Л. 7]. Поскольку заведомо известно, что отключение генераторов мощностью 100 Мвт в системе А при значительных потоках мощности по электропередаче из В в А приведет к нарушению устойчивости, необходимости в проведении подобных опытов не было. В проведенных испытаниях осциллографировали одновременно токи, мощности и напряжения на станции К и подстанциях Т и М (рис. 1, а), охватывая тем самым все межсистемные электропередачи, соединяющие три эквивалентные энергосистемы.

Результаты испытаний и их анализ. а) *Опыты несинхронного АПВ на линиях между системами В и С.*

Определению подлежат предельные мощности $P_{пр}$ по линиям: К—Б (при отключенной линии Т—Л); Т—Л (при отключенной линии К—Б) и $P_{пр}$ при работе обеих линий (рис. 1, а). На рис. 2 представлена осциллограмма опыта НАПВ линии К—Б (при отключенной линии Т—Л), снятая на подстанции К. Опыт проводился при передаче по линии К—Б мощности 85 Мвт в сторону системы С (по измерениям на подстанции К). Перед опытом передача мощности по линии Н—М была незначитель-

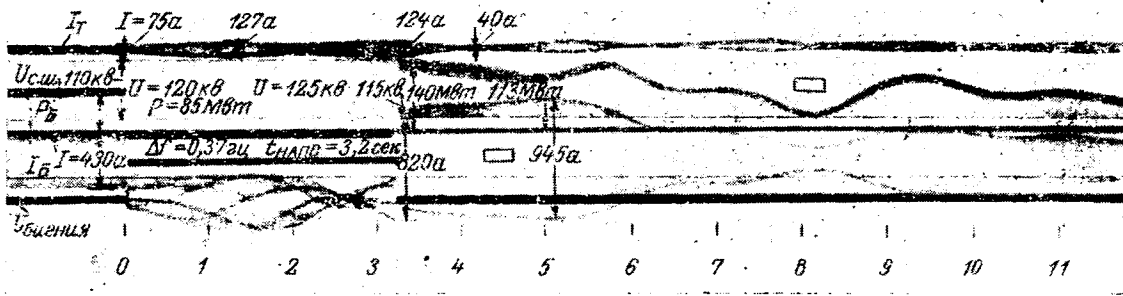


Рис. 2. Осциллограммы опыта НАПВ линии К—Б при отключенной линии Т—Л.

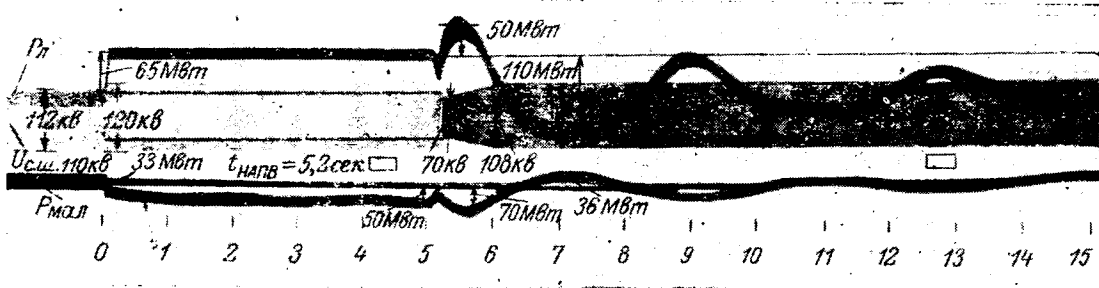


Рис. 3. Осциллограммы опыта НАПВ линии Т—Л при отключенной линии К—Б.

ной. Как видно из осциллограммы, длительность цикла НАПВ составила 3,2 сек. Включение произошло при скольжении $S_0 = 0,74\%$ и угле $\delta_0 = 90^\circ$. Синхронизм после НАПВ был восстановлен без асинхронного хода. Замеренная по осциллограмме величина $P_{пр}$ при передаче мощности в сторону системы С составила 140 Мвт. Качания, возникшие по этой линии, после восстановления синхронизма продолжались около 3,5—4 сек. Однако они были настолько слабыми, что мощность по линии даже не изменила своего направления. Таким образом, определить $P_{пр}$ при обратном потоке мощности по линии из данного опыта оказалось невозможным.

Несинхронное включение линии К—Б вызвало качания также по другим передачам. Так, по линии М—Н, связывающей систему В с системой А, колебания мощности составили ± 40 Мвт от среднего значения мощности 20 Мвт. Период этих колебаний составил около 2 сек.

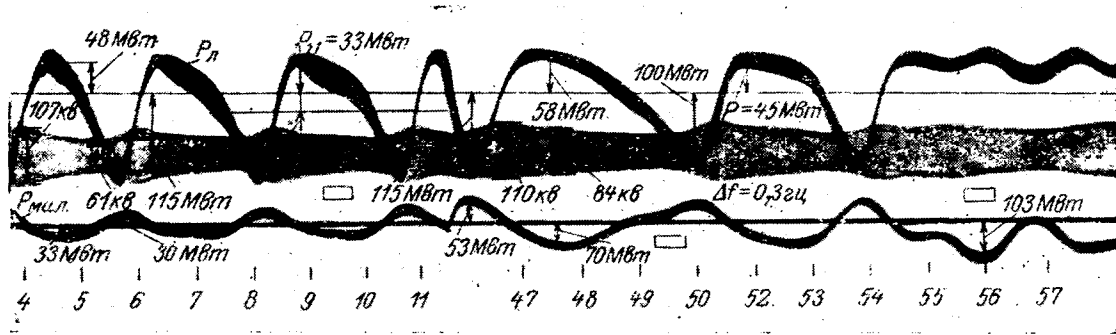
Следующий опыт НАПВ проводился на линии Т—Л (при отключенной линии К—Б). Осциллограмма этого опыта, снятая на подстанции Т, представлена на рис. 3. В предшествующем режиме передача мощности по линии составляла 65 Мвт в сторону системы С. Длительность цикла НАПВ составила 5,2 сек, начальный угол при включении составил около 220° , скольжение — $0,6\%$. Втягивание в синхронизм также происходило без асинхронного хода, однако при этом угол электропередачи проходит через значения -90° (270°) и $+90^\circ$. Это дает возможность определить $P_{пр}$ при передаче мощности в систему С 110 Мвт и при приеме мощности из системы С 50 Мвт (по замеру на подстанции Т). Соответственно взаимная мощность составляет 80 Мвт. Период собственных колебаний электро-

передачи Т—Л составляет около 4 сек, а электропередачи М—Н — 2 сек.

Для уточнения $P_{пр}$ по линии Т—Л при приеме мощности из системы С предполагалось проведение опыта НАПВ на этой линии (при отключенной линии К—Б). При подготовке данного опыта уже при перетоке 50 Мвт (прием из системы С по замеру на подстанции Т) произошло нарушение статической устойчивости и по транзиту возник асинхронный ход.

Этот режим длился 48 сек, затем была включена отключенная параллельная линия К—Б и еще после двух циклов асинхронного хода произошла ресинхронизация (рис. 4). При асинхронном режиме по одной линии скольжение изменилось в пределах $0,72-1,1\%$. Понижения напряжения: на подстанции Т со 110 до 40 кВ; на К со 118 до 110 кВ; на М со 110 до 70—80 кВ. Взаимная мощность по замеру на подстанции составляет 82 Мвт, собственная 33 Мвт — в начале асинхронного хода, а в конце — 87 и 28 Мвт соответственно. Увеличение взаимной мощности и уменьшение собственной мощности объясняются отключением части тяговой нагрузки на промежуточных подстанциях транзита Т—С.

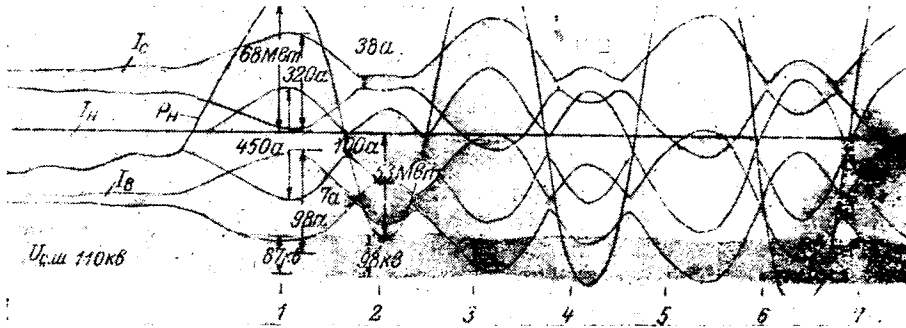
Асинхронный режим вызвал постоянно увеличивающиеся колебания мощности по остальным транзитным линиям системы. Увеличение размаха колебаний мощности, токов и напряжений объясняется тем, что вынужденные колебания углов между генераторами, вызванные асинхронным режимом в некоторых частях системы, совпадают с собственными колебаниями, в результате чего происходит резонансное увеличение амплитуд колебаний. По линии Т—Мал колебания мощности увеличивают-



а)

Рис. 4. Осциллограммы опыта нарушения статической устойчивости по линии Т—Л и ресинхронизации включением параллельной линии.

а — осциллограф на подстанции Т; б — осциллограф на подстанции М.



б)

ся от ± 30 до ± 70 Мвт (рис. 4, а); по линии М—Н — от ± 60 до ± 100 Мвт (рис. 4, б). Однако, поскольку средняя мощность, передаваемая по линии М—Н, практически равна нулю, эти колебания не привели к нарушению устойчивости, хотя наибольшие колебания угла доходили до 90° .

После включения второй линии (К—Б) минимальное скольжение составило около 0,75%. При этом скольжении и произошла ресинхронизация.

Взаимная мощность по каждой межсистемной линии при их параллельной работе несколько меньше, чем если одна из них отключена за счет общих эквивалентных сопротивлений связываемых систем. Для линии Т—Л взаимная мощность равна 72 Мвт, а для линии К—Б — 82 Мвт. Осциллограммы опыта показывают, что предельная мощность, которую можно передать в систему С по обеим параллельным линиям, составляет 210 Мвт (110 Мвт по линии К—Б и 100 Мвт по линии Т—Л). Предельная мощность при передаче из системы С при малой нагрузке тяговых линий, которая была во время

асинхронного хода, составляет 100 Мвт (55 Мвт по линии К—Б и 45 Мвт по линии Т—Л). При большей нагрузке тяги эта мощность может быть меньше.

Для характеристики процесса ресинхронизации после нарушения устойчивости при работе только одной линии передачи приведем еще осциллограмму опыта, в которой асинхронный ход, возникающий по линии Т—Л (при отключенной линии К—Б), был прекращен дополнительным набором нагрузки порядка 20 Мвт на одном генераторе станции К (рис. 5). Как видно из осциллограммы, ресинхронизация по одной связи произошла только после уменьшения разности частот до 0,28 гц (скольжение 0,56%).

б) Опыты несинхронного АПВ на линиях между системами А и В. При проведении этих опытов требовалось определить $P_{пр}$ на транзите Н—М при передаче мощности как в сторону подстанции М, так и в обратном направлении.

На рис. 6 представлены осциллограммы опыта

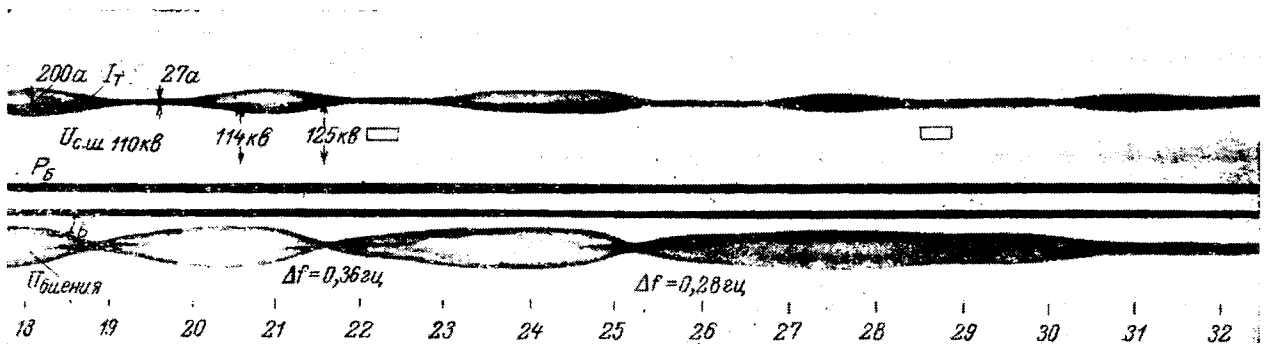


Рис. 5. Осциллограмма опыта нарушения статической устойчивости по линии Т—Л и ресинхронизации набором нагрузки на генераторе станции К. Осциллограф на подстанции К.

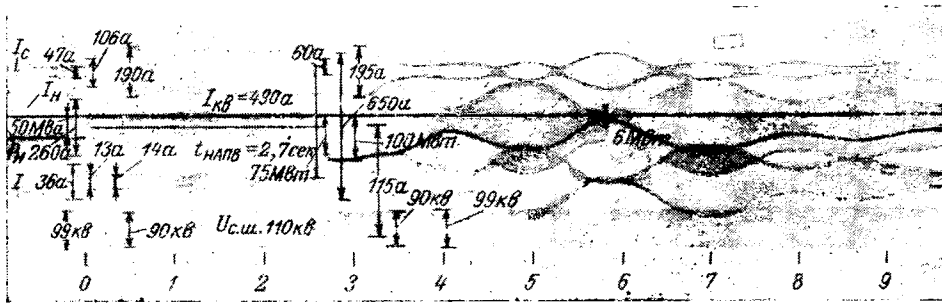


Рис. 6. Оциллограмма опыта НАПВ линии Н—М. Осциллограф на подстанции М.

НАПВ на этой линии при передаче в предшествующем режиме мощности 50 Мвт в сторону подстанции М. Как видно из оциллограммы, длительность цикла НАПВ составила 2,7 сек, угол включения был около 90° , скольжение — около нуля. Синхронизм восстановился сразу после НАПВ без асинхронного хода. Максимальное значение мощности по линии составило 100 Мвт.

Несинхронное АПВ на этой линии вызвало небольшие колебания мощности на тяговых транзитных линиях между системами В и С. На рис. 7 представлены оциллограммы несинхронного включения линии Н—М при угле около 180° и малом скольжении. Здесь также синхронизм был восстановлен без асинхронного хода. В этом опыте имели место колебания угла за пределы $\pm 90^\circ$, что позволило определить $P_{пр}$ по линии. Эта величина составила около 100 Мвт при передаче мощности как в одну, так и в обратную сторону (по измерениям на подстанции М). Возникшие в результате несинхронного включения линии Н—М колебания угла между системами В и С оказались в условиях опыта неопасными с точки зрения нарушения устойчивости, так как в предшествующем режиме линии работали с большим запасом статической устойчивости. При малых запасах статической устойчивости в предшествующем режиме асинхронный ход по транзиту Н—М может привести к нарушению устойчивости между системами В и С. Следует отметить, что возможность нарушения устойчивости между системами В и С в большей степени зависит от режима межсистемных связей. Например, даже при малых углах между системами В и С в предшествующем режиме асинхронный ход по линии Н—М может вызвать нарушение устойчивости между системами В и С, если до возникновения асинхрон-

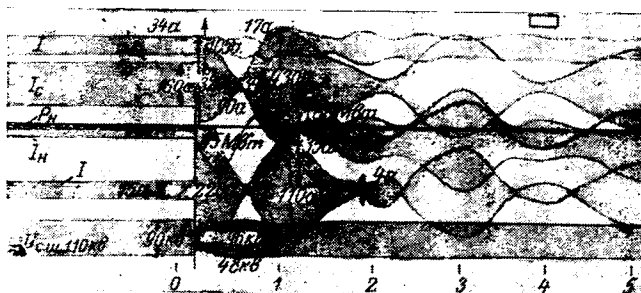


Рис. 7. Оциллограмма опыта несинхронного включения на линии Н—М с углом 180° .

ного хода линия Н—М имела загрузку, близкую к пределу устойчивости, и мощность была направлена от В к А. В этом случае при нарушении устойчивости по ней произойдет наброс значительной мощности на электропередачу между системами В и С с последующим нарушением синхронизма между этими системами.

Требования к устройствам системной автоматики. Анализ результатов испытаний позво-

ляет разработать требования к системной автоматике, повышающей устойчивость параллельной работы объединенной энергосистемы.

Как показали описанные выше работы и проведенные ранее исследования [Л. 8], после несинхронного АПВ на межсистемных электропередачах имеют место благоприятные условия для ресинхронизации. Поэтому на всех линиях электропередач между системами А, В и С целесообразно установить НАПВ. По кратности токов в данном случае это допустимо. Поскольку слабые связи характеризуются большими сопротивлениями, такое положение является обычным.

Если по какой-либо межсистемной электропередаче происходит нарушение синхронной устойчивости, то, как показали опыты, возникший сравнительно длительный асинхронный ход может привести к развитию резонансных колебаний угла другой межсистемной электропередачи и последующему нарушению ее синхронизма. Вследствие этого на межсистемных электропередачах целесообразно установить делительные защиты, которые производили бы отключение электропередач, если число циклов асинхронного хода больше чем 5—6. При несинхронном АПВ на электропередачах ресинхронизация происходит обычно через 1—3 цикла асинхронного хода, поэтому делительная защита не будет в этом случае разрывать электропередачу.

Чтобы предотвратить превышение предела статической устойчивости по межсистемным слабым звязям с промежуточными нагрузками, необходимо (автоматически или вручную) ограничивать по ним лоток мощности. Поскольку для линий с промежуточными нагрузками предельная мощность на приемном конце в значительной степени зависит от величины этих нагрузок, а на передающем конце электропередачи эта мощность практически от них не зависит, то целесообразно для ограничения потока мощности измерять ее на передающем конце [Л. 9]. Регулирование потока мощности по межсистемной связи В—С должно осуществляться генераторами системы В, поскольку система С имеет значительно большую мощность, чем система В.

Регулирование потока мощности по межсистемной связи А—В по тем же причинам должно осуществляться генераторами системы А. Поскольку в системе А в часы максимума нагрузки может не хватать резерва мощности для ограничения межсистемного потока мощности, целесообразно на подстанции М установить автоматическое отключение

Функция Ляпунова как критерий синхронной динамической устойчивости

Кандидаты техн. наук Т. Б. ЗАСЛАВСКАЯ, А. Т. ПУТИЛОВА и М. А. ТАГИРОВ

Сибирский НИИ энергетики

Расчеты динамической устойчивости электроэнергетических систем проводятся обычно методами численного интегрирования нелинейных дифференциальных уравнений системы¹.

Положительная сторона таких методов расчета в их универсальности, так как при этом учитываются многие факторы, влияющие на переходный процесс.

Однако использование численных методов для анализа динамической устойчивости вызывает ряд затруднений, основным из которых является отсутствие строгих критериев оценки устойчивости, в особенности для многомашинных систем.

Это связано с тем обстоятельством, что сама задача динамической устойчивости электроэнергетических систем сводится к приближенному построению процесса движения системы в конкретной аварийной ситуации. Иными словами, задача устойчивости фактически заменяется математической задачей Коши для системы обыкновенных дифференциальных уравнений. Так, суждение о синхронной динамической устойчивости в [Л. 1] составляют лишь по характеру переходных процессов в первых циклах (первом — втором) качаний роторов синхронных машин.

Поэтому существует необходимость в усовершенствовании метода анализа синхронной динамической устойчивости. Можно найти критерий, который бы давал однозначный ответ об устойчивости или неустойчивости при численных методах расчета, позволяя находить предельные режимы по

устойчивости и оценивать запасы устойчивости и даже в ряде случаев позволяя отказаться от интегрирования нелинейных дифференциальных уравнений.

Такая возможность связана с привлечением теории устойчивости по Ляпунову и его второго метода [Л. 2—4].

Значение идей академика А. М. Ляпунова для решения проблемы устойчивости энергетических систем уже отмечалось в [Л. 5]. Метод функций Ляпунова сейчас рассматривается как метод больших возможностей [Л. 6 и 10], подлежащий разработке применительно к электроэнергетике.

В [Л. 7—9] показана практическая эффективность применения второго метода Ляпунова в инженерных расчетах динамической устойчивости одномашинной системы. При переходе к более сложным системам авторы этих работ столкнулись с некоторыми трудностями (необходимость решения системы дифференциальных уравнений в частных производных, отыскание особых седловых точек в многомерном пространстве). Эти затруднения можно преодолеть. Один из путей их преодоления при использовании другой рабочей методики показан ниже.

Задача синхронной динамической устойчивости электроэнергетической системы сводится, как известно, к исследованию автономной системы нелинейных дифференциальных уравнений, которая может быть приведена к виду:

$$\frac{du}{dt} = Y(y), \quad (1)$$

где y — n -мерный вектор переменных (углы, скольжения, э. д. с. и т. д.);

$Y(y)$ — вектор-функция этих переменных.

¹ В последние годы исследования динамической устойчивости проводятся также на математических машинах непрерывного действия (аналоговые устройства) и на физических (электродинамических) моделях энергосистем. Возможности этих устройств в данной статье не рассматриваются.

части нагрузки при приближении режима межсистемной электропередачи к предельному.

Выводы. 1. Натурные испытания — эффективный метод определения устойчивости электропередач в объединенных энергосистемах.

2. Проведение опытов несинхронного АПВ на межсистемных слабых связях позволяет определить условия ресинхронизации, влияние асинхронного хода по одной электропередаче на устойчивость соседней и во многих случаях дает возможность определить пределы передаваемой мощности.

3. На основе результатов испытаний могут быть определены требования к устройствам системной противоаварийной автоматики.

Литература

1. Основные положения и временные руководящие указания по определению устойчивости энергетических систем, изд-во «Энергия», 1964.

2. Совалов С. А., Испытания статической устойчивости одноцепной электропередачи 400 кв, «Электричество», 1957, № 11.

3. Хачатуров А. А., Исследование предельных режимов и ресинхронизации в сложных энергосистемах, Труды ВНИИЭ, вып. XXIII, изд-во «Энергия», 1966.

4. Совалов С. А. и Соколов Н. И., Влияние нарушения режима приемной энергосистемы на устойчивость дальних электропередач, Труды ВНИИЭ, вып. IX, Госэнергоиздат, 1959.

5. Мамиконянц Л. Г., Портной М. Г. и Хачатуров А. А., О нарушении устойчивости в энергосистеме вследствие асинхронного режима по одной из электропередач, «Электричество», 1966, № 6.

6. Хачатуров А. А., Несинхронное АПВ, асинхронный режим и ресинхронизация в энергетических системах, ВЗЭИ, 1966.

7. Мамиконянц Л. Г., Портной М. Г. и Хачатуров А. А., Обобщение опыта применения в энергосистемах асинхронных режимов, «Электричество», 1965, № 6.

8. Портной М. Г., Ресинхронизация в энергосистемах после несинхронного АПВ, Информационный материал ВНИИЭ № 66, Госэнергоиздат, 1960.

9. Портной М. Г., Устойчивость межсистемных электропередач и автоматическое регулирование перетоков мощности, сб. «Автоматическое регулирование перетоков мощности по межсистемным связям», изд-во «Энергия», 1965.

Нормальный установившийся режим энергосистемы характеризуется постоянным вектором:

$$y = y_{*н}, \quad (2)$$

который является решением векторного уравнения

$$Y_{*н}(y) = 0. \quad (3)$$

При любом нарушении установившегося режима из-за аварии или по другим причинам вектор-функция $Y(y)$ принимает последовательно ряд других значений, т. е. начинается динамический переход к послеаварийному установившемуся режиму, который характеризуется некоторым вектором $Y_*(y)$. В частности, возможна такая аварийная ситуация (в принципе любой сложности), при которой будет выполняться условие

$$Y_*(y) = Y_{*н}(y).$$

Процесс динамического перехода и рассчитывается обычно численными методами; по его характеру судят о сохранении синхронной динамической устойчивости.

Иная постановка задачи об устойчивости системы (1) дается теорией Ляпунова [Л. 2].

Предварительно выполняется преобразование переноса начала координат:

$$y = y_* + x. \quad (4)$$

Особенность ляпуновского подхода к задаче о синхронной динамической устойчивости заключается в том, что преобразование переноса координат (4) связывается с установившимся послеаварийным (восстановительным) режимом, который ранее был охарактеризован вектором-функцией $Y_*(y)$.

Тогда уравнение (1) примет следующий вид:

$$\frac{dx}{dt} = X(x), \quad (5)$$

где

$$X(x) = Y.$$

Постоянному вектору y_* установившегося послеаварийного режима теперь будет соответствовать нулевой вектор (нулевое решение)

$$x_* = 0. \quad (6)$$

Следуя терминологии Ляпунова, решение (6) принято называть невозмущенным движением.

Пусть далее в некоторый момент, принимаемый за начало отчета времени $t=0$, переменные x принимают начальные значения x_0 . Будем называть x_0 вектором начальных возмущений.

Тогда каждому вектору начальных возмущений будет отвечать при $t>0$ однозначное и непрерывное векторное решение:

$$x = x(t, x_0). \quad (7)$$

Решение (7) в отличие от решения (6) будем называть возмущенным движением. Если бы были известны все возмущенные движения (7), то их анализ позволил бы ответить на вопрос об устойчивости невозмущенного движения (6), т. е. об устойчивости установившегося послеаварийного режима при заданных начальных возмущениях.

Теория устойчивости по Ляпунову позволяет исследовать устойчивость методами, для применения которых не нужно знать самих решений (7).

Существо понятия устойчивости по Ляпунову [Л. 2 и 11] лежит не столько в характере изменения вектора $x(t)$ при $x_0 \rightarrow 0$, сколько в нахождении векторов допустимых начальных возмущений x_0 при некоторых наперед заданных числовых оценках $x(t)$.

Основным математическим аппаратом современной теории устойчивости является второй (прямой) метод Ляпунова. Этот общий метод исследования связан с построением вспомогательной скалярной функции $V(x)$ (функция Ляпунова). Последняя обладает тем свойством, что если эта функция знакоопределенная², то ее производная во времени $dV(x)/dt$ в силу исходной системы уравнений должна быть функцией знакопостоянной (знакоопределенной) знака, противоположного с $V(x)$, или тождественно обращаться в нуль.

Существование функции Ляпунова гарантирует только устойчивость «в малом», а для устойчивости «в большом» необходимо по этой функции оценить область устойчивости [Л. 2—4].

Примем допущение, что для рассматриваемой задачи функция Ляпунова подобрана. Не нарушив общности рассуждений, примем ее положительно определенной:

$$V(x) > 0. \quad (8)$$

Воспользуемся следующим алгоритмом построения критериальных неравенств устойчивости в «большом» [Л. 2]:

1. Определим область существования функции Ляпунова $V(x)$ в пространстве переменных x , т. е. найдем ограничения на вектор x , которые фиксируют принадлежность $V(x)$ к классу функций Ляпунова.

2. Выделим в окрестности начала координат n -мерный куб со стороной 2ε , ребра которого параллельны осям координат и центр которого совпадает с началом координат. Предполагаем на первых порах, что ε произвольное (сколь угодно малое) положительное число. Обозначим через множество G все точки, лежащие на гранях этого куба.

3. Найдем точный нижний предел функции Ляпунова на гранях выделенного n -мерного куба;

$$l(\varepsilon) = \liminf_{x \in G} V(x), \quad (9)$$

т. е. для нахождения $l(\varepsilon)$ необходимо найти наименьшее значение $V(x)$ на множество G .

Если многомерный куб вырезается в области существования функции Ляпунова, то $l(\varepsilon)$ при фиксированном ε всегда будет положительным числом, так как $V(x)$ по условию (8) может принимать только положительные значения.

4. Составим следующее неравенство [Л. 2]:

$$V(x) < l(\varepsilon). \quad (10)$$

Решение неравенства (10) при фиксированном ε , как показано в [Л. 2], дает возможность по-

² Функция многих переменных называется знакопостоянной, если она кроме нулевых значений, принимает всюду значения лишь одного знака. Знакопостоянная функция называется знакоопределенной (определенно положительной или определено отрицательной), если она обращается в нуль только в начале координат.

строить область устойчивости на множество x_0 , обладающую тем свойством, что ни одно решение, начинающееся в этой области, со временем не выйдет за пределы многомерного куба со стороной 2ϵ .

5. Оценим наибольшую из таких областей устойчивости. Для этого исследуем на максимум функцию $l(\epsilon)$. Пусть этот максимум достигается при значении $\epsilon = \epsilon_{\text{макс}}$. Если теперь многомерный куб со стороной $2\epsilon_{\text{макс}}$ целиком лежит в области существования функции Ляпунова $V(x)$, то можно утверждать, что эта функция в соответствии с (10) дает условия устойчивости, близкие к необходимым и достаточным. Известно, что для консервативных систем можно получить необходимые и достаточные условия устойчивости «в большом», выбирая в качестве функции Ляпунова первый (энергетический) интеграл системы.

Теперь неравенство (10) примет вид:

$$V(x_0) < l(\epsilon_{\text{макс}}). \quad (11)$$

Отметим, что величина $l(\epsilon_{\text{макс}})$ отвечает значению функции Ляпунова в соответствующей седловой точке семейства поверхностей $V = \text{пост.}$ в многомерном фазовом пространстве.

Итак, функция Ляпунова $V(x)$ в соответствии с основным неравенством (11) дает критерий устойчивости «в большом» или применительно к задачам электроэнергетических систем критерий синхронной динамической устойчивости. По конкретному вектору начальных возмущений x_0 можно строго судить о динамической устойчивости.

Для вычисления x_0 используются численные методы обычных расчетов динамической устойчивости или составляются аналитические выражения.

Для эффективного использования функции Ляпунова надо стремиться к тому, чтобы она имела как можно более широкую область существования, т. е. приемы составления функций Ляпунова должны базироваться на учете конкретных математических особенностей рассматриваемой модели реального объекта. Опыт использования функций Ляпунова в различных прикладных задачах показал, что хорошие результаты дает функция Ляпунова, в состав которой входит первый интеграл ее упрощенной математической модели. Поэтому консервативной (упрощенной) идеализации принадлежит немаловажная роль в приложениях метода функций Ляпунова.

В свете вышеизложенного рассмотрим вопрос о динамической устойчивости сложной электроэнергетической системы в консервативной идеализации.

Под консервативной электрической системой будем в дальнейшем понимать математическую модель реальной системы, при составлении которой принимается:

а) постоянство некоторых расчетных э. д. с. у синхронных машин и пренебрежение электромагнитными переходными процессами во всех звеньях системы;

б) неучет явнополюсности синхронных машин (за исключением случая «одна машина — шины»);

в) постоянство мощности (момента) первичного двигателя — турбины и пренебрежение механическим демпфированием;

г) неучет активных сопротивлений и активных

нагрузок (за исключением случая «одна машина — шины»);

д) наличие шин бесконечной мощности.

Исходные уравнения возмущенного движения консервативной системы можно записать в следующей векторно-матричной форме:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\delta}{dt} &= s; \\ J \frac{ds}{dt} &= -f(\delta) - \Phi e, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где δ — n -мерный вектор отклонений углов $\Delta\delta$ синхронных машин;

s — n -мерный вектор скольжений машин;

J — диагональная матрица (порядка n) постоянных инерций;

$f(\delta)$ — n -мерный вектор-функция, составляющие которого f_i зависят от переменных $\Delta\delta_i$ того же индекса;

Φ — квадратная матрица порядка n , диагональные элементы которой равны нулю, а недиагональные элементы — функции переменных $\sigma_{ij} = \Delta\delta_i - \Delta\delta_j$, $i \neq j$;

e — единичный вектор-столбец размерности n .

Составляющие вектора $f(\delta)$ имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} f_i(\Delta\delta_i) &= \frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} \sin \Delta\delta_i - \\ & - \frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} (1 - \cos \Delta\delta_i), \end{aligned} \quad (13)$$

где δ_{*i} — углы синхронных машин в установившемся послеаварийном режиме;

E_i , U — расчетные э. д. с. машин и напряжение шин бесконечной мощности;

x_{iU} — взаимные реактивные сопротивления послеаварийной схемы системы (между i -й машиной и шинами бесконечной мощности).

Ненулевые элементы матрицы Φ равны:

$$\begin{aligned} \varphi_{ij}(\sigma_{ij}) &= \frac{E_i E_j}{x_{ij}} \cos(\delta_{*i} \delta_{*j}) \sin \sigma_{ij} - \\ & - \frac{E_i E_j}{x_{ij}} \sin(\delta_{*i} - \delta_{*j}) (1 - \cos \sigma_{ij}). \end{aligned} \quad (14)$$

Так как согласно (14) $\varphi_{ij}(\sigma_{ij}) = -\varphi_{ji}(\sigma_{ji})$, то матрица Φ будет функциональной кососимметрической матрицей.

Функция Ляпунова для уравнений электрических систем (12) найдется следующим образом:

$$\begin{aligned} V &= \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n J_i s_i^2 + \\ & + \sum_{i=1}^n \int_0^{\Delta\delta_i} f_i(\zeta) d\zeta + \sum_{i < j}^n \int_0^{\sigma_{ij}} \varphi_{ij}(\sigma) d\sigma, \end{aligned} \quad (15)$$

причем в силу уравнений (12)

$$\frac{dV}{dt} \equiv 0. \quad (16)$$

Функция Ляпунова (15) будет первым интегралом консервативной модели n -машинной электрической системы,

Пользуясь этой функцией, можно по приведенному выше алгоритму провести исследование синхронной динамической устойчивости электрической системы в консервативной идеализации.

Проиллюстрируем общую методику для нескольких случаев, наиболее часто встречающихся в расчетной практике. Принятие постоянства расчетных э. д. с. E отвечает приближенному учету регуляторов возбуждения у синхронных машин [Л. 6].

Одномашинная система. Уравнения возмущенного движения синхронной машины, работающей через электропередачу на шины бесконечной мощности:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\Delta\delta}{dt} &= s; \\ J \frac{ds}{dt} &= -f(\Delta\delta), \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где

$$f(\Delta\delta) = \frac{EU}{z} \cos(\delta_* - \alpha) \sin \Delta\delta - \frac{EU}{z} \sin(\delta_* - \alpha) (1 - \cos \Delta\delta),$$

z, α — взаимное полное сопротивление и его дополнительный угол.

В случае системы «одна машина — шины» возможен полный учет активных сопротивлений в схеме замещения системы, как это видно из уравнений (17).

Функция Ляпунова для системы (17) имеет следующий вид:

$$V = \frac{1}{2} J s^2 + \frac{EU}{z} \cos(\delta_* - \alpha) \cos \Delta\delta - \frac{EU}{z} \sin(\delta_* - \alpha) (\Delta\delta - \sin \Delta\delta). \quad (18)$$

Точный нижний предел функции (18) на сторонах квадрата со стороной 2ϵ в плоскости переменных $\Delta\delta$ и s равен:

$$l(\epsilon) = \frac{EU}{z} \cos(\delta_* - \alpha) - \frac{EU}{z} \sin(\delta_* - \alpha) (\epsilon - \sin \epsilon). \quad (19)$$

$$\epsilon_{\max} = 2 \arctg [\operatorname{ctg}(\delta_* - \alpha)] = \pi - 2(\delta_* - \alpha). \quad (20)$$

Критерий синхронной динамической устойчивости одномашинной системы после подстановки (20) в (19) и небольших преобразований принимает вид:

$$\frac{J s_0^2}{2 \frac{EU}{z} \cos(\delta_* - \alpha)} - \operatorname{tg}(\delta_* - \alpha) (\Delta\delta_0 - \sin \Delta\delta_0) - \cos \Delta\delta_0 < 1 - \operatorname{tg}(\delta_* - \alpha) [\pi - 2(\delta_* - \alpha)]. \quad (21)$$

Критерий (21) находится в полном соответствии с результатами, полученными в [Л. 7 и 9]. Из неравенства (21), если положить в нем $\alpha = 0$ и вместо $\Delta\delta_0$ рассматривать угол $\delta_* + \Delta\delta_0$, можно получить классический результат А. А. Горева по определению условий успешной синхронизации синхронного генератора [Л. 12].

Двухмашинная система. Функцию Ляпунова для системы «две машины — шины» с учетом (13), (14) по формуле (15) нетрудно составить:

$$V = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^2 J_i s_i^2 + \sum_{i=1}^2 \left[\frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} (1 - \cos \Delta\delta_i) - \frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} (\Delta\delta_i - \sin \Delta\delta_i) \right] + \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [1 - \cos(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2)] - \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2 - \sin(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2)]. \quad (22)$$

Нахождение нижних пределов функции (22) на гранях четырехмерного куба эквивалентно нахождению нижних пределов составляющей функции (22), зависящей только от $\Delta\delta_1, \Delta\delta_2$, на сторонах соответствующего квадрата. Из четырех сторон достаточно рассмотреть две стороны квадрата. Предлагается следующий приближенный прием нахождения нижнего предела составляющей функции Ляпунова и его максимальной величины в зависимости от ϵ . Найдем выражения для составляющей функции Ляпунова в центрах двух сторон квадрата и в примыкающей к ним вершине угла ($\Delta\delta_1 = \Delta\delta_2 = \epsilon$). Эти выражения и соответствующие им значения ϵ_{\max} будут равны:

$$\omega_i(\epsilon) = \left[\frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} + \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*2}) \right] \times (1 - \cos \epsilon) - \left[\frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} - (-1)^i \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*2}) \right] (\epsilon - \sin \epsilon), \quad i = 1, 2; \quad (23)$$

$$\epsilon_{\max i} = 2 \arctg \frac{\frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} + \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*2})}{\left| \frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} - (-1)^i \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*2}) \right|}; \quad i = 1, 2; \quad (24)$$

$$\omega_3(\epsilon) = \left(\frac{E_1 U}{x_{1U}} \cos \delta_{*1} + \frac{E_2 U}{x_{2U}} \cos \delta_{*2} \right) (1 - \cos \epsilon) - \left(\frac{E_1 U}{x_{1U}} \sin \delta_{*1} + \frac{E_2 U}{x_{2U}} \sin \delta_{*2} \right) (\epsilon - \sin \epsilon); \quad (25)$$

$$\epsilon_{\max 3} = 2 \arctg \frac{\frac{E_1 U}{x_{1U}} \cos \delta_{*1} + \frac{E_2 U}{x_{2U}} \cos \delta_{*2}}{\frac{E_1 U}{x_{1U}} \sin \delta_{*1} + \frac{E_2 U}{x_{2U}} \sin \delta_{*2}}. \quad (26)$$

Нижний предел функции Ляпунова найдется приближенно из условия:

$$l(\epsilon) \approx \min[\omega_1(\epsilon), \omega_2(\epsilon), \omega_3(\epsilon)]. \quad (27)$$

Критерий синхронной динамической устойчивости системы «две машины — шины» можно записать следующим образом:

$$\frac{1}{2} \sum_{i=1}^2 J_i s_{0i}^2 + \sum_{i=1}^2 \left[\frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} (1 - \cos \Delta\delta_{0i}) + \frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} (\Delta\delta_{0i} - \sin \Delta\delta_{0i}) \right] +$$

$$\begin{aligned}
 & + \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [1 - \cos(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02})] - \\
 & - \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02} - \\
 & - \sin(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02})] < l (\epsilon_{\max}). \quad (28)
 \end{aligned}$$

Трехмашинная система. Для этой системы поступаем аналогично. Пользуясь формулой (15), составляем функцию Ляпунова.

Критерий синхронной динамической устойчивости системы «три машины — шины» окончательно имеет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^3 J_i s_{0i}^2 + \sum_{i=1}^3 \left[\frac{E_i U}{x_{iU}} \cos \delta_{*i} (1 - \cos \Delta\delta_{0i}) + \right. \\
 & \left. + \frac{E_i U}{x_{iU}} \sin \delta_{*i} (\Delta\delta_{0i} - \sin \Delta\delta_{0i}) \right] + \\
 & + \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [1 - \cos(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02})] - \\
 & - \frac{E_1 E_2}{x_{12}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*2}) [\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02} - \sin(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{02})] + \\
 & + \frac{E_1 E_3}{x_{13}} \cos(\delta_{*1} - \delta_{*3}) [1 - \cos(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{03})] - \\
 & - \frac{E_1 E_3}{x_{13}} \sin(\delta_{*1} - \delta_{*3}) [\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{03} - \\
 & - \sin(\Delta\delta_{01} - \Delta\delta_{03})] + \frac{E_2 E_3}{x_{23}} \cos(\delta_{*2} - \delta_{*3}) \times \\
 & \times [1 - \cos(\Delta\delta_{02} - \Delta\delta_{03})] - \frac{E_2 E_3}{x_{23}} \sin(\delta_{*2} - \delta_{*3}) \times \\
 & \times [\Delta\delta_{02} - \Delta\delta_{03} - \sin(\Delta\delta_{02} - \Delta\delta_{03})] < l (\epsilon_{\max}), \quad (29)
 \end{aligned}$$

где
$$l(\epsilon) \approx \min. [\omega_1(\epsilon), \dots, \omega_4(\epsilon)]. \quad (30)$$

Выражения $\omega_1(\epsilon), \dots, \omega_4(\epsilon)$ соответствуют значению составляющей функции Ляпунова на гранях трехмерного куба со стороной 2ϵ в характерных точках (вершина с координатами $\Delta\delta_1 = \Delta\delta_2 = \Delta\delta_3 = \epsilon$ и центры граней, примыкающих к этой вершине).

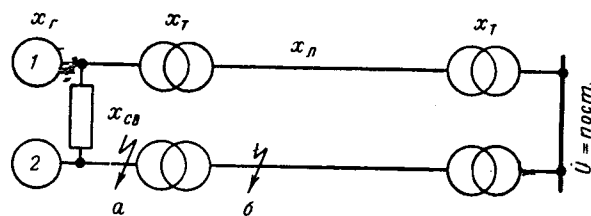
Такая же процедура для нахождения $l(\epsilon)$ сохраняется при рассмотрении динамической устойчивости системы, состоящей из большего числа машин. Зависимости $\omega_h(\epsilon)$ находятся по функции Ляпунова в характерных точках на гранях многомерного куба. Вид функциональной зависимости для $\omega_h(\epsilon)$ не меняется при переходе к многомашинному случаю.

Пример. Два эквивалентных генератора [Л. 12] работают через две линии электропередачи на шины неизменного напряжения (см. рисунок). Реактивные сопротивления (в относительных единицах) генераторов $x_{r1} = x_{r2} = x_r = 0,18$, трансформаторов $x_T = 0,10$, линии $x_L = 0,16$, дополнительной связи $x_{св} = 0,6$. Постоянные инерции генераторов приняты: $J_1 = J_2 = J = 10 \text{ сек}$ (3140 рад). Нормальный режим рассматриваемой системы характеризуется полной симметрией. Каждый эквивалентный генератор выдает мощность $S = 0,8 - j0,6$. Электродвижущая сила $E_1 = E_2 = 1,392 \angle 18^\circ 04'$, напряжение шин $U = 1,0 \angle 0^\circ$.

Требуется определить предельные времена отключения трехфазных металлических коротких замыканий, происходящих перед повышающим трансформатором и в начале линии (в точках *a* и *b* на рисунке).

В послеаварийном (восстановительном) режиме в работе сохраняется одна линия электропередачи, установившиеся значения углов машин будут равны:

$$\delta_{*1} = 33^\circ 0'; \delta_{*2} = 49^\circ 5'.$$



Параметры схемы в аварийных и послеаварийных режимах указаны в таблице.

Режим	x_{1U}	x_{2U}	x_{12}
Аварийный <i>a</i>	0,648	∞	∞
Аварийный <i>б</i>	0,637	6,588	3,294
Послеаварийный	0,625	2,703	1,351

Функция Ляпунова для рассматриваемой системы в послеаварийном режиме согласно (22):

$$\begin{aligned}
 V = & 1570 (s_1^2 + s_2^2) + 1,867 (1 - \cos \Delta\delta_1) - \\
 & - 1,212 (\Delta\delta_1 - \sin \Delta\delta_1) + 0,334 (1 - \cos \Delta\delta_2) - \\
 & - 0,392 (\Delta\delta_2 - \sin \Delta\delta_2) + 1,374 [1 - \cos(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2)] + \\
 & + 0,407 [\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2 - \sin(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_2)]. \quad (31)
 \end{aligned}$$

Критерий синхронной динамической устойчивости:
$$V_0 < l(\epsilon_{\max}), \quad (32)$$

где V_0 — значение функции (31) в момент выхода системы на послеаварийную характеристику.

По соотношению (27) находим:
$$l(\epsilon) \approx 2,201 (1 - \cos \epsilon) - 1,604 (\epsilon - \sin \epsilon). \quad (33)$$

Тогда
$$\epsilon_{\max} = 2 \operatorname{arctg} \frac{2,201}{1,604} = 107,8^\circ;$$

$$l(\epsilon_{\max}) \approx 1,380.$$

Для данной задачи в [Л. 12] найдены координаты седловой точки. Подставив эти координаты в функции Ляпунова (31), найдем точное значение постоянной критериального неравенства (32), равное 1,365. Таким образом, погрешность в определении постоянной по нашей методике составляет +1,1%.

Далее, на ЭЦВМ по простой программе, составляющей значения функции Ляпунова (31) в аварийном режиме с постоянной 1,380, выдается предельное время отключения аварии:

в точке *a* $t_{пр} = 0,313 \text{ сек};$
в точке *б* $t_{пр} = 0,502 \text{ сек}.$

В программе на ЭЦВМ для численного интегрирования используется метод Рунге—Кутты (с шагом 0,025 сек). Контрольные расчеты переходного процесса в послеаварийных режимах (после короткого замыкания) подтвердили правильность найденных значений $t_{пр}$.

Вывод. Метод функций Ляпунова должен найти применение в практике расчетов динамической устойчивости электроэнергетических систем.

Литература

1. Азарьев Д. И., Веников В. А., Литкенс И. В., Мамиконянц Л. Г., Портной М. Г. и Совалов С. А., Основные положения по определению устойчивости энергетических систем, «Электричество», 1963, № 11.
2. Малкин И. Г., Теория устойчивости движения, Гостехиздат, 1952.
3. Красовский Н. Н., Некоторые задачи теории устойчивости движения, Физматгиз, 1959.
4. Ла Салль и Лефшец С., Исследование устойчивости прямым методом Ляпунова, изд-во «Мир», 1964.

Математическое моделирование электрических характеристик токопроводов

Канд. техн. наук, доц. Г. С. БОРЧАНИНОВ

Московский энергетический институт

Современные токопроводы на большие токи состоят из массивных проводников, экранов и металлических несущих конструкций. Расчет электрических характеристик таких токопроводов, а именно эквивалентных сопротивлений, потерь активной мощности в фазных элементах токопровода, падений напряжения и т. п. представляет исключительно трудоемкую задачу даже при использовании современных цифровых вычислительных машин. Часто оказывается более практичным использование аналогии уравнений поля токопровода и искусственной модели, удобной для измерения физических величин, определяющих решение поставленной задачи, т. е. математическое моделирование электромагнитного поля токопровода.

Для этой цели удобно использовать прием моделирования, описанный К. С. Демирчяном [Л. 1]. Ввиду трудности нанесения тонкого слоя конденсаторной керамики на модели сечений областей, занятых проводящей средой, с достаточной для практических целей точностью непрерывный подвод тока можно заменить дискретным. С этой целью сечения моделей проводящих частей токопровода нужно разбить на малые площадки Δs и к каждой площадке подвести напряжение источника через отдельный конденсатор, емкость которого C_0 в соответствующем масштабе моделирует проводимость элемента сечения оригинала на единицу длины токопровода.

На рисунке представлена принципиальная схема установки для моделирования трехфазных экранированных токопроводов с дискретным подводом тока. Круглый стеклянный диск D покрывается с двух сторон листами проводящей бумаги B толщиной h , которые плотно соединяются или склеиваются между собой по краям диска. На верхний лист накладываются электроды, моделирующие элементы сечений проводников и экранов. К каждому электроду присоединен конденсатор. Другие обкладки конденсаторов присоединены к шинам $Ш_1$ или $Ш_2$. Шины $Ш_1$, относящиеся к проводникам, получают питание от источника, а шины $Ш_2$, относящиеся к экранам, не несущим рабочий ток, не соединяются с источником питания.

Если экраны разных фаз соединены между собой на обоих концах, то относящиеся к их моделям шины $Ш_2$ соединяются между собой. При отсутствии соединения экранов хотя бы на одном конце соответствующие шины $Ш_2$ остаются свободными, т. е. не соединяются ни с источником, ни с другими шинами. Нижний лист бумаги моделирует внешнее пространство, занятое магнитным полем токопровода, включая бесконечно удаленную точку, которая на модели совпадает с центром нижнего круга.

В качестве источника питания модели удобно использовать генератор токов звуковых частот $ЗГ$. Если его напряжение или мощность недостаточны, то последовательно с ним нужно включить усилитель. Для питания модели можно использовать как трехфазный, так и однофазный ток, так как все характеристики трехфазного токопровода можно получить в однофазном режиме [Л. 2]. Для получения трехфазного тока в схему установки должно быть добавлено специальное фазообращивающее устройство Φ , преобразующее однофазный ток генератора звуковых частот в трехфазный. Сопротивления (шунты) $r_{ш}$ используются для измерения токов в фазах по падениям напряжения на этих сопротивлениях.

На прямолинейном участке токопровода длиной l , где магнитное поле можно считать плоскопараллельным, составляющая напряженности электрического поля в проводящей среде, равная падению приложенного к токопроводу напряжения \dot{U} на единицу его длины, имеет вид [Л. 1]:

$$\dot{E}_o = \frac{\dot{U}}{l} = -\frac{\rho}{\mu} \operatorname{div} \operatorname{grad} \dot{A} - \dot{E}_в, \quad (1)$$

где $\dot{E}_в = j\omega \dot{A}$ — вихревая составляющая напряженности электрического поля, равная при синусоидальном токе производению угловой частоты на векторный потенциал;

ρ и μ — удельное сопротивление и магнитная проницаемость проводящей среды.

5. Цукерник Л. В., Общая теория устойчивости Ляпунова и вопросы устойчивости энергетических систем, «Электричество», 1959, № 1.

6. Веников В. А., Переходные электромеханические процессы в электрических системах, изд-во «Энергия», 1964.

7. Янко-Триницкий А. А., Новый метод анализа работы синхронных двигателей при резкопеременных нагрузках, Госэнергоиздат, 1958.

8. Андреев В. А., Вывод достаточных условий устойчивости «в большом» системы синхронных машин, Изв. НИИ постоянного тока, сб. 2, Госэнергоиздат, 1957.

9. Андреев В. А., Вывод достаточного условия

в «большом» синхронной машины, «Техника высоких напряжений», Труды ЛПИ, № 195, Госэнергоиздат, 1958.

10. Заславская Т. Б., Тагиров М. А., Второй метод Ляпунова и его применение в энергетике, Журнал «Дифференциальные уравнения», изд-во «Наука и техника», Минск, 1965, № 8, т. 1.

11. Летов А. М., Устойчивость нелинейных регулируемых систем, Физматгиз, 1962.

12. Горев А. А., Введение в теорию устойчивости параллельной работы электрических станций, ч. 1, изд. Кубуч, Л., 1935.



Напряжение $\dot{U}_{ист}$ источника тока звуковой частоты, приложенное к модели, связано с потенциалом \dot{U}_M поверхности бумаги в месте подвода тока формулой [Л. 1]:

$$j\dot{U}_{ист} = -\frac{\Delta s_M h}{\omega_m C_0 \rho_M} \operatorname{div} \operatorname{grad} \dot{U}_M + j\dot{U}_M, \quad (2)$$

где ρ_M — удельное сопротивление проводящей бумаги.

Из сопоставления выражений (1) и (2) следует:

$$\dot{E}_0 = k_U j\dot{U}_{ист}; \quad \dot{I} = k_I \dot{I}_M; \quad l = k_l l_M;$$

$$\omega = k_\omega \omega_M; \quad \mu = k_\mu \frac{\rho_M}{h}; \quad \rho = k_\rho \frac{\Delta s_M}{C_0}.$$

Из этих выражений определяются коэффициенты подбоя, для которых справедливо критериальное соотношение

$$\frac{k_p}{k_\mu k_\omega k_l^2} = 1. \quad (3)$$

Коэффициент подбоя по сопротивлению удовлетворяет выражению

$$k_z = \frac{k_U}{k_I} = k_\omega k_\mu l \omega_M. \quad (4)$$

Один из коэффициентов k_U или k_I может быть выбран произвольно.

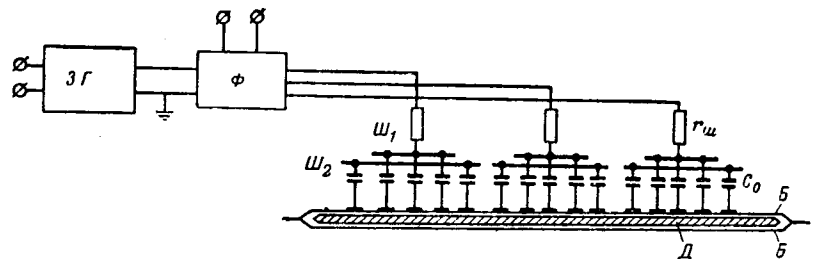
Сопротивление бумаги на квадрат поверхности

$$r_\square = \frac{\rho_M}{h}$$

зависит от влажности воздуха и должно проверяться перед каждым опытом. При изменении сопротивления бумаги нужно изменить частоту источника так, чтобы произведение $k_\mu k_\omega$ оставалось постоянным для соблюдения критериального соотношения (3).

По измеренным напряжениям между шинами $Ш_1$ разных фаз определяются падения линейных напряжений в проводниках токопровода на единицу его длины, а по напряжениям между шинами $Ш_1$ и центром нижнего круга определяются падения фазных напряжений в проводниках. Те же измерения относительно шин $Ш_2$ дадут падения напряжений в экранах. Напряжения между элементами сечений проводников и экранов и центром нижнего круга определяют средние значения напряженностей E электрического поля и плотностей тока δ в этих участках сечений, так как $\delta = \dot{E}/\rho$.

Измерения всех напряжений на модели должны проводиться прибором с большим внутренним сопротивлением, например электронным вольтметром. Если же, кроме того, воспользоваться электронным фазометром или проводить измерения компенсатором переменного тока высокой частоты, то можно измерить комплексы напряжений, а по ним определить эквивалентные сопротивления токопровода [Л. 2]. Действительная часть комплекса эквивалентного сопротивления токопровода определяет потери активной мощности в токопроводе в симметричном по току режиме. Отношение этой величины к сопротивлению проводников постоянному току, кото-



рое легко рассчитать, равно коэффициенту добавочных потерь в токопроводе.

Коэффициент добавочных потерь может быть получен другим способом [Л. 1]. Измерив общую емкость C модели и зная число конденсаторов n и емкость каждого из них C_0 , найдем этот коэффициент:

$$\frac{R_{\sim}}{R_0} = \frac{nC_0}{C}. \quad (5)$$

Потери мощности в каком-либо отдельном элементе токопровода, проводнике, экране и любой другой металлической части можно выразить приближенно формулой

$$P = \sum_{i=1}^n I_i^2 r_i = \frac{\omega_m^2 C_0^2 r}{k_l^2} \sum_{i=1}^n u_{ci}^2; \quad (6)$$

здесь I_i — ток, протекающий по каждой из n одинаковых площадок, на которые разделено поперечное сечение этого элемента; u_{ci} — напряжение, измеренное на соответствующем конденсаторе.

Потери мощности в единице длины токопровода равны сумме потерь (6) во всех его металлических частях.

Погрешности моделирования определяются погрешностями измерительных приборов, несовершенством ввода тока в области модели, изображающие токопроводящие части, неоднородностью и нестабильностью сопротивления бумаги. При недостаточно высоком качестве бумаги последняя причина оказывается наиболее существенной. Если предметом моделирования являются интегральные характеристики токопровода, то локальная неоднородность бумаги и дискретность подвода тока относительно мало влияют на погрешность моделирования. Так, активные сопротивления проводников, измеренные на модели, отличались всего лишь на 5% от значений, полученных расчетом по формулам Арнольда [Л. 3]. Результаты измерения эквивалентных сопротивлений пофазно экранированных токопроводов на модели и в натуре дали расхождение в активных сопротивлениях на 7%, а в индуктивных — на 1%. Неоднородность сопротивления бумаги в этих опытах достигала 20%*.

Следует отметить, что при моделировании с дискретным подводом тока внутреннее индуктивное сопротивление токопровода почти не учитывается, так как бумага шунтируется металлическими пластинками, моделирующими элементарные площадки сечений проводников.

* Опыты и расчеты проведены М. М. Салламом [Л. 4].

Выбор дробности разбиения сечений проводящих ток частей токопровода должен быть согласован с ожидаемой неравномерностью распределения тока по этим сечениям. Указанные выше погрешности моделирования токопроводов получены при разбиении сечений проводников всего лишь на 4 части, а сечений экранов — на 20 частей каждое (в данном случае неравномерность распределения тока вдоль периметра проводника мала, а вдоль экрана значительна). В радиальном направлении проводники, ни экраны не были разделены, так как поверхностный эффект проявлялся слабо.

Выше было сказано, что электрические характеристики трехфазных токопроводов можно получить моделированием с помощью как трехфазного, так и однофазного токов повышенной частоты. Достоинство моделирования на однофазном токе заключается в простоте настройки устройства на заданные токи и частоту. При моделировании на трехфазном токе можно использовать симметрию конструкции (если таковая имеется) для корректирования погрешностей моделирования из-за неоднородности бумаги в процессе измерений.

Выводы. 1. Электрические характеристики сложных токопроводов с массивными проводниками и экранами удобно находить методом математического моделирования с использованием проводящей бумаги и дискретным представлением областей, содержащих вихревые токи.

2. По измерениям, проводимым на модели, легко определяются падения напряжения в проводниках, индуцируемые в экранах э. д. с., распределение плотности тока в проводниках и экранах, потери мощности в различных частях токопровода и эквивалентные комплексные сопротивления токопровода.

3. Дробность разбиения сечений проводников и экранов должна согласовываться с ожидаемой неравномерностью распределения тока по этим сечениям. При удачно выбранном разбиении сечений погрешности моделирования не превышают 5—7%¹ при неравномерности сопротивления бумаги по поверхности до 20%.

Литература

1. Демирчян К. С., Моделирование поверхностного эффекта в квазистационарном режиме, Изв. АН СССР, Энергетика и транспорт, 1964, № 3.
2. Поливанов К. М., Борчанинов Г. С., Цугуля А. Ф., Нечаев Б. В., Исследование электрических характеристик трехфазных токопроводов с помощью однофазных режимов, Изв. вузов, Энергетика, 1965, № 10.
3. Arnold A. H., The alternating current resistance of tubular conductors, J. Inst. of El. Eng., 1936, v. 78; 1937, v. 79.
4. Саллам М. М., Исследование электрических характеристик токопроводов с помощью математического моделирования на электропроводящей бумаге. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата техн. наук, МЭИ, 1964.

[12.4.1966]



УДК 621.316.933.6.015.5.001.5

Исследование пробивных напряжений вентильных разрядников при коммутационных перенапряжениях

Канд. техн. наук В. П. САВЕЛЬЕВ и инж. Т. К. ИВАНОВА
Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Координация изоляции при внутренних перенапряжениях, когда учитывается тенденция к снижению уровней изоляции, требует изучения воздействия внутренних перенапряжений как на изоляцию, так и на защитную аппаратуру. Отсюда возникает необходимость исследования пробивных напряжений разрядников при воздействии длинных волн с длительностью фронта 200—5 000 мксек, характерных для перенапряжений коммутационного происхождения.

Применявшаяся до последнего времени методика оценки пробивных напряжений разрядников при воздействии внутренних перенапряжений путем измерения плавным подъемом напряжения промышленной частоты не может считаться удовлетворительной и требует замены, так как дает искаженные результаты.

В данной работе проводилось изучение пробивных напряжений разрядников в широком диапазоне воздействующих импульсных волн с целью определения полной вольт-секундной характеристики

разрядника. При этом сравнивались пробивные напряжения, полученные при пологих импульсах и при промышленной частоте. Полученные результаты могут быть использованы для определения коэффициентов перехода от пробивных напряжений, измеренных при плавном подъеме напряжения промышленной частоты, к пробивным напряжениям, измеренным при воздействии коммутационных волн.

Сначала были исследованы: элемент разрядника РВМК-500, разрядник РВС-15 и стержневой разрядник. В дальнейшем работа проводилась на промышленном экземпляре разрядника РВМК-330.

Из зарубежных исследований по данному вопросу известна работа японских энергетиков [Л. 1], опубликованная в 1962 г. В ней даются вольт-секундные характеристики, включающие пробивные напряжения при предразрядном времени 1 000 мксек.

Испытание разрядников с пробивным напряжением до 100 кв. Вольт-секундные характеристики

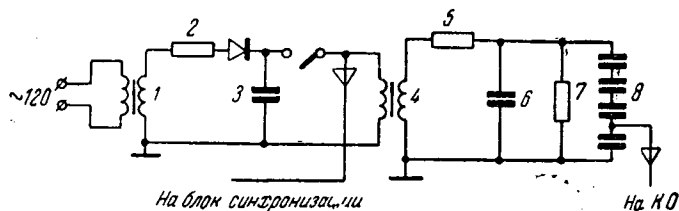


Рис. 1. Схема установки с трансформатором для получения плавных импульсных волн.

1 — трансформатор 300 в; 2 — $R=15$ ком; 3 — $C=3000$ мкф; 4 — трансформатор 100 кв; 5 — $R=1$ ком; 6 — $C_n=0,02$ мкф; 7 — объект испытаний; 8 — делитель напряжения.

при плавных импульсных волнах были сняты для трех объектов с пробивным напряжением около 60 кв, имеющих три различных типа искровых промежутков:

1) элемент разрядника РВМК-500, так называемый «основной», включающий 20 магнитных промежутков с вращающейся дугой и комплект дисков термитовых рабочих сопротивлений;

2) разрядник РВС-15, состоящий из 16 искровых промежутков типа РВС и вилитовых рабочих сопротивлений; 3) внешний открытый искровой промежуток $S=20$ мм трубчатого разрядника, образованный дюралевыми стержневыми электродами, диаметром 20 мм.

Для всех трех объектов были сняты вольт-секундные характеристики при импульсных волнах в диапазоне предразрядных времен от 1 до 1500 мксек. Источниками воздействующих на разрядник волн являлись: ГИН, $1 \cdot 10^6$ в, $C=0,02$ мкф для получения характеристик с предразрядными временами 1—150 мксек и специальная установка с трансформатором для получения плавных импульсных волн в диапазоне предразрядных времен свыше 150 мксек.

В основу схемы получения плавных импульсных волн с трансформатором (рис. 1) положен принцип разряда емкости через низковольтную обмотку трансформатора. Схема замещения установки изображена на рис. 2. Здесь трансформатор представлен без учета активных сопротивлений и емкостной связи обмоток, а емкость высоковольтной обмотки C_2 изображена сосредоточенной на выходе. Если бы емкость C_2 на вторичной стороне трансформатора отсутствовала, то при включении заряженной емкости C_1 в первичную обмотку трансформатора на вторичной стороне и, следовательно, на объекте, подключенном параллельно вторичной обмотке, возникло бы косинусоидальное колебательное напряжение с амплитудой, соответствующей начальному напряжению на емкости C_1 .

Период колебаний $T_1=2\pi\sqrt{C_1L_{12}}$ в этом случае определяется емкостью C_1 и индуктивностью намагничивания трансформатора L_{12} , поскольку

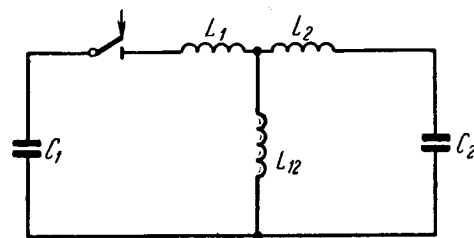
$$L_1 = L'_2 \ll L_{12},$$

где L_1 — индуктивность рассеяния первичной обмотки;

L'_2 — приведенная индуктивность рассеяния вторичной обмотки.

При наличии емкости C_2 , которая всегда существует и является суммой емкостей объекта испы-

Рис. 2. Схема замещения установки с трансформатором для получения плавных импульсных волн.



C_1 — емкость на первичной стороне 3000 мкф; C_2 — емкость на вторичной стороне 200—16000 пф;

L_1 — индуктивность рассеяния первичной обмотки; L_2 — индуктивность рассеяния вторичной обмотки; L_{12} — индуктивность намагничивания трансформатора.

таний, делителя и части распределенной емкости вторичной обмотки, напряжение на вторичной стороне трансформатора будет определяться двухчастотным режимом и достигнет значения косинусоиды при наложении колебаний с периодом, определяемым приблизительно индуктивностью потоков рассеяния L_1 и L_2 и емкостью C_2 :

$$T_2 = 2\pi\sqrt{(L_1 + L'_2)C'_2}, \quad (1)$$

если соблюдаются условия $L_{12} \gg L_1 + L'_2$ и $C_1 \gg C'_2$, где L'_2 и C'_2 — приведенные значения L_2 и C_2 .

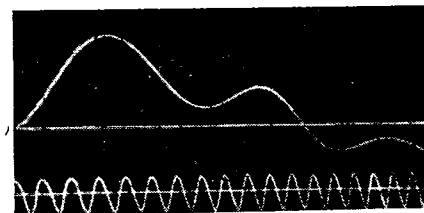
При этом без учета затухания напряжение на вторичной стороне может значительно превышать первоначальное напряжение U_{C1} , до которого была заряжена емкость C_1 .

Очевидно, что для получения большей амплитуды напряжения U_{C2} при большем предразрядном времени следует применять емкость C_1 большего значения, особенно при значительном коэффициенте трансформации. На рис. 3 представлена осциллограмма, на которой показана полученная форма волны напряжения. Зарядное напряжение U_{C1} емкости C_1 подбиралось таким образом, чтобы срабатывание разрядника происходило на линейной части фронта первого полупериода колебательной волны.

Для снятия вольт-секундных характеристик необходимо было получение волн различной крутизны. Изменение крутизны осуществлялось подключением ко вторичной стороне трансформатора дополнительной емкости (6 на рис. 1), величина которой приблизительно оценивалась по формуле (1), исходя из заданного предразрядного времени, зависящего от T_2 , и индуктивностей рассеяния обмоток трансформатора.

Таким образом, схема плавных импульсных волн с трансформатором позволила получить простую форму волны типа коммутационных волн, легко регулирующую по амплитуде зарядным напряжением емкости C_1 и по крутизне изменением величины емкости C_2 . При помощи этой схемы были сняты вольт-секундные характеристики указанных трех объектов.

Рис. 3. Полная волна, полученная от схемы плавных импульсных волн с трансформатором. ($U_{\max}=90$ кв, $t_{U_{\max}}=1700$ мксек).



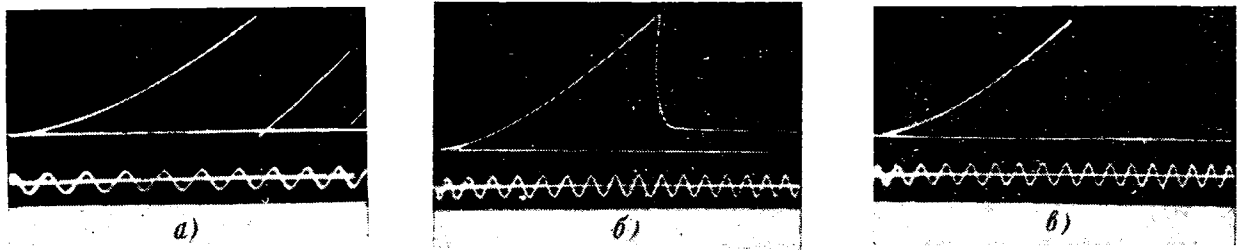


Рис. 4. Пологие импульсные волны, срезанные разрядниками.

а — элемент РВМК, $U_{пр} = 65$ кв, $t_{предразр} = 650$ мксек; б — РВС-15; $U_{пр} = 60$ кв, $t_{предразр} = 900$ мксек; в — стержневой промежуток, $U_{пр} = 59$ кв, $t_{предразр} = 800$ мксек.

На рис. 4 представлены осциллограммы волн, срезанных разрядниками. Нижний предел полученных предразрядных времен определяется характеристиками трансформатора, т. е. L_1 , L_2 и C_2 , верхний — величиной емкости C_1 . Снимаемые характеристики в сторону больших времен можно было бы продолжить, увеличив выбранную емкость C_1 , но это не оказалось необходимым. Измерение пробивных напряжений при импульсных волнах во всем диапазоне времен осуществлялось путем осциллографирования катодным осциллографом ЗКО-20. Крутизна от 150 до 1500 мксек менялась 5 раз.

На каждой крутизне осциллографировалось 10 разрядов при каждой полярности. Оценка амплитуды производилась осциллографированием разряда на шарах диаметром 50 мм. В процессе дальнейших исследований выяснились следующие интересные особенности.

При использовании ГИН в качестве источника волны напряжения градуировку можно производить измерительными шарами, если только их разрядные напряжения превосходят 50 кв. Более низкие напряжения вызывают большой разброс даже у шаров, подсвеченных ртутно-кварцевой лампой. При использовании схемы пологих импульсных волн с трансформатором, которая не создает подсвечивания, измерительными шарами пользоваться нельзя ввиду большого разброса их разрядных напряжений.

В табл. 1 представлены данные по разбросу пробивных напряжений измерительных шаров диаметром 50 мм, $U_{проб} = 57$ кв. Эти данные показывают, что у неподсвеченных испытательной установкой шаров разброс пробивных напряжений почти в 10 раз ($\sigma = 7\%$) больше, чем у шаров, подсвеченных ГИН.

Таблица 1

Разброс пробивных напряжений измерительных шаров диаметров 50 мм, $S = 20$ мм

Источник напряжения	Количество разрядов	Среднее квадратическое отклонение от среднего значения σ , %
ГИН; $t_{предразр} = 20$ мксек	19	0,8
Схема промышленной частоты	18	2,6
Схема пологих импульсов с трансформатором; $t_{предразр} = 1000$ мксек	36	6,9

В то же время в схеме с промышленной частотой разброс пробивных напряжений шаров в 2,5 раза меньше, чем в схеме с пологими импульсами, хотя в обоих случаях шары не подсвечиваются источником.

Так как цифры имеют серьезные недостатки, то внимание было обращено на емкостный делитель, который был предварительно отградуирован при помощи омического делителя при достаточно длинной неискаженной волне, полученной от ГИН ($t_{фр} = 30$ мксек). Постоянное пользование омическим делителем в схеме пологих импульсных волн нежелательно, так как это искажает форму волны и, демпфируя колебания высокой частоты, снижает величину получаемого напряжения.

На рис. 5 и 6 представлены полные вольт-секундные характеристики исследуемых объектов при отрицательной полярности. Снятые характеристики для положительной полярности не отличаются от указанных и поэтому здесь не приводятся.

Вольт-секундная характеристика элемента РВМК-500 (рис. 5) до 50 мксек имеет известный «провал» в области 2—5 мксек. Характеристика свыше 50 и до 1500 мксек располагается горизонтально. Разброс пробивных напряжений приблизительно одинаков. Характеристика РВС-15 при временах 50—1500 мксек идентична характеристике элемента РВМК-500, но здесь нет «провала» ввиду того, что разрядник РВС-15 имеет более простую конструкцию промежутков и меньшие габариты.

Стержневой промежуток с диаметром стержней 20 мм и расстоянием между ними 20 мм можно рассматривать как промежуток, аналогичный промежутку измерительных шаров диаметром 50 мм с расстоянием между шарами 20 мм. Характеристика этого промежутка (рис. 6) имеет небольшой разброс пробивных напряжений при воздействии от ГИН и очень большой разброс при воздействии импульсов от схемы пологих импульсных волн с трансформатором, т. е. при предразрядных временах от 100 до 1500 мксек. Так как характеристики всех трех объектов в области пологих импульсных волн располагаются параллельно оси абсцисс с приблизительно одинаковым разбросом, то было принято, что крутизна падающей волны в этом диапазоне существенно не влияет на пробивное напряжение разрядника. Поэтому полученные значения пробивных напряжений были обработаны как совокупность точек, полученных при измерении одной и той же случайной величины в одинаковых условиях.

Рис. 5. Пробивные напряжения элемента РВМК-500.

V — импульсные волны получены от ГИН; O — импульсные волны получены от схемы пологих импульсных волн с трансформатором.

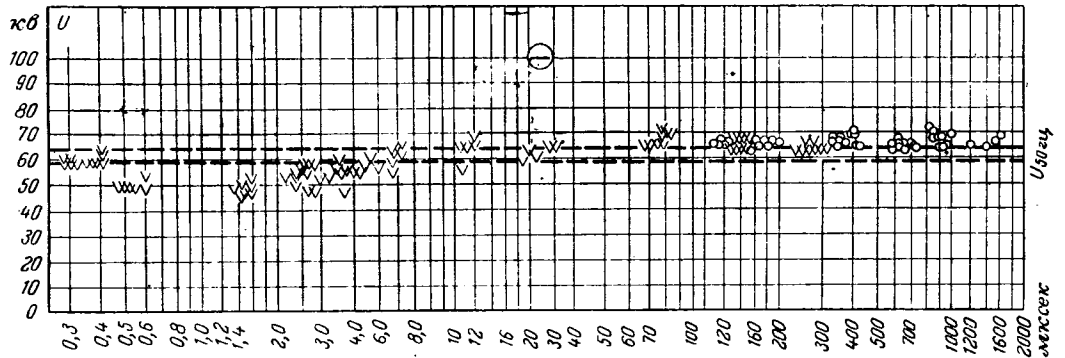
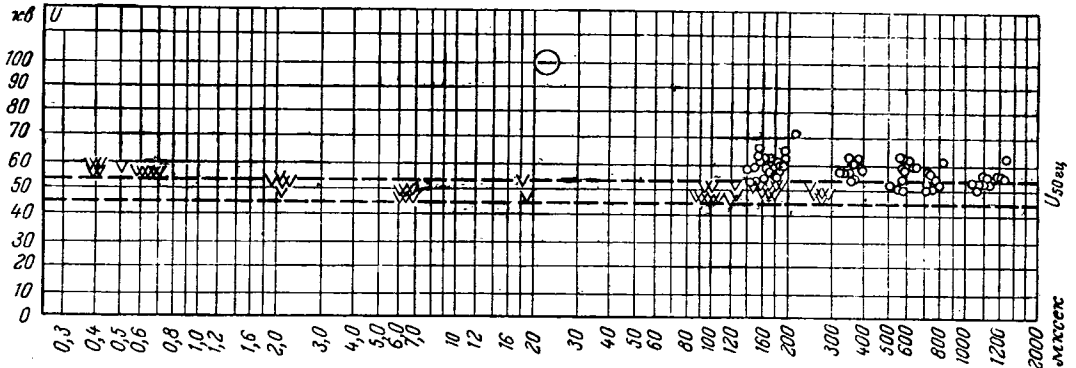


Рис. 6. Пробивные напряжения стержневого промежутка S=20 мм.

V — импульсные волны получены от ГИН; O — импульсные волны получены от схемы пологих импульсных волн с трансформатором.



Путем математической проверки было установлено наличие нормального закона распределения пробивных напряжений в этом диапазоне, вследствие чего для оценки пробивного напряжения и разброса были определены средние арифметические значения (среднее) и средние квадратические отклонения от среднего значения (σ , %).

В табл. 2 приведены данные по разбросу пробивных напряжений и дано сравнение этих данных между собой. В табл. 3 даны сравнения средних пробивных напряжений, а также нижних и верхних пределов. Сравниваются для всех объектов значения при пологих импульсах и при промышленной частоте. Из рассмотрения табл. 2 и 3 вытекает следующее:

1. Средние пробивные напряжения у всех трех

Таблица 2

Разброс пробивных напряжений трех типов разрядников при пологих импульсных волнах и промышленной частоте

Форма волны	Объект испытаний	Количество разрядов	Среднее квадратическое отклонение от среднего значения σ , %
Пологие импульсные волны	Элемент РВМК-500	51	2,8
	РВС-15	54	3,0
	Стержневой промежуток	49	7,4
Промышленная частота	Элемент РВМК-500	21	2,2
	РВС-15	23	2,9
	Стержневой промежуток	22	3,7

типов разрядников при пологих импульсах выше, чем при промышленной частоте. У элементов РВМК-500 это превышение составляет 6%.

2. Верхние пределы у всех типов выше при пологих импульсах, чем при промышленной частоте. Для элемента РВМК-500 — на 10%.

3. Нижние пределы у всех трех типов разрядников выше при пологих импульсах, чем при промышленной частоте (на 2%, т. е. меньше, чем верхние).

4. Разброс пробивных напряжений у всех трех типов разрядников при пологих импульсных волнах больше, чем при промышленной частоте.

5. Разброс пробивных напряжений открытого искрового промежутка значительно больше, чем у вентильных разрядников, но вместе с тем следует перечисленным в пп. 1—4 закономерностям.

Изложенные выше различия пробивных напряжений можно объяснить следующим образом. При воздействии на разрядник пологих импульсов напряжение возрастает до пробивного в течение нескольких сотен или тысяч микросекунд. При про-

Таблица 3

Сравнение пробивных напряжений трех типов разрядников при пологих импульсных волнах (U_1) и промышленной частоте (U_2)

Разрядник	Отношение U_1/U_2 для			$\frac{\sigma_1}{\sigma_2}$
	средних значений	верхних пределов	нижних пределов	
Элемент РВМК-500	1,06	1,11	1,02	1,3
РВС-15	1,08	1,05	1,02	1,01
Стержневой промежуток	1,16	1,21	1,04	2,0

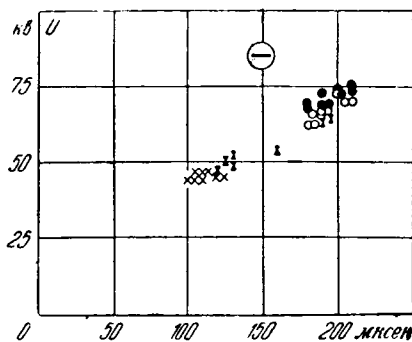


Рис. 7. Сравнение импульсных пробивных напряжений открытого и закрытого стержневого промежутка.
 × — ГИН, открытый промежуток; X — ГИН, закрытый промежуток;
 O — схема пологих импульсных волн с трансформатором, открытый промежуток; ● — схема пологих импульсных волн с трансформатором, закрытый промежуток.

мышленной частоте к промежутку прикладывается напряжение в течение 20 (в среднем) полупериодов, следовательно, время возрастания напряжения до пробивного значительно больше. При достаточно плавном подъеме напряжения вероятность появления разрядов при наименьших значениях разрядного напряжения увеличивается ввиду того, что эти значения, мало отличающиеся по величине, прикладываются к промежутку практически при каждом полупериоде, т. е. многократно, а не мгновенно, как при униполярном импульсе. Поэтому чем более плавно происходит подъем напряжения, тем ближе к нижнему пределу пробивного напряжения происходит пробой. Вследствие этого нижние пределы при пологих импульсах близки к нижним пределам промышленной частоты, а верхние существенно больше.

Разброс пробивных напряжений на промышленной частоте значительно меньше, чем при пологих импульсах по той же причине. Наиболее отчетливо это видно на открытом промежутке без подсвечивания, где разница верхних пределов составляет 20%, нижних — 4%, а разбросы отличаются в 2 раза.

При измерении пробивного напряжения открытого искрового промежутка с $U_{\text{проб}} 50-100$ кВ необходимо учитывать подсвечивание его самого разрядами на шарах ГИН. При получении импульсов от ГИН открытый промежуток стержневого типа или промежутки, образованные измерительными шарами, имеет искусственно заниженные на 20—30% пробивные напряжения с суженным разбросом.

На рис. 7 нанесены пробивные напряжения стержневого промежутка с расстоянием между электродами 20 мм при воздействии импульсных волн от ГИН и от схемы пологих импульсных волн с трансформатором, не создающей подсвечивания.

Закрытый стержневой промежуток создавался наведением на открытый промежуток бакелитового цилиндра с крышкой. При воздействии импульсных волн от ГИН пробивное напряжение открытого промежутка в среднем составляет 45 кВ. При воздействии пологих импульсов среднее пробивное напряжение увеличивается до 65 кВ, причем разряды происходят с большим разбросом. Если закрыть промежуток для исключения подсвечивания от ГИН, разброс резко возрастает, а пробивные напряжения приближаются к значениям, полученным от схемы пологих импульсов.

Замеченное явление представляется немало-

важным с точки зрения предотвращения ошибочной методики измерения открытых промежутков при импульсных волнах, получаемых от ГИН.

Исследование разрядника РВМК-330. Для исследования разрядников на напряжениях свыше 100 кВ был использован разрядник РВМК-330. Он состоит из 11 основных элементов, содержащих искровые промежутки и термитовые рабочие сопротивления, трех вентиляльных элементов с дисками рабочего сопротивления и трех искровых элементов с искровыми промежутками. Общая высота разрядника 5,8 м.

Получение пологих волн типа коммутационных для разрядника РВМК-330 с пробивным напряжением 700 кВ оказалось возможным от ГИН на $2,4 \cdot 10^6$ в с емкостью в ударе 0,05 мкФ при некоторых изменениях параметров схемы ГИН и разрядной цепи (рис. 8).

Пробивные напряжения на промышленной частоте измерялись на каскаде трансформаторов 1 000 кВ по схеме ударного возбуждения, позволяющей поднять напряжение до пробивного за 10—30 полупериодов. Запись производилась шлейфовым осциллографом. Напряжение градуировалось измерительными шарами диаметром 1 000 мм. При этих испытаниях впервые была снята полная вольт-секундная характеристика разрядника с предразрядными временами от 1 до 5 000 мксек, т. е. вплоть до промышленной частоты. На рис. 9 нанесены пробивные напряжения разрядника. Из 300 зафиксированных пробивных напряжений в области времен 200—5 000 мксек на рис. 9 нанесены только 130, так как остальные значения совпадают с нанесенными. На каждой импульсной волне с измененной крутизной снималось по 10 точек для каждой полярности.

Крутизна падающей на разрядник волны изменялась путем подключения параллельно разряднику различных по величине нагрузочных емкостей и изменения величины фронтового сопротивления. Напряжение через емкостный делитель подводилось к осциллографу ЗКО-20, на котором была снята вся характеристика. Градуировка производилась шарами диаметром 1 000 мм. Характеристика разрядника имеет «подъем» пробивных напряжений в области времен около 1 мксек, обычный «провал» — в области 2—20 мксек, от 20 до 200 мксек наблюдается плавный подъем до значений пробивных напряжений при промышленной частоте.

В диапазоне пологих импульсных волн 200—5 000 мксек вольт-секундная характеристика располагается приблизительно параллельно оси абсцисс (рис. 9) без заметных провалов и подъемов, но по-

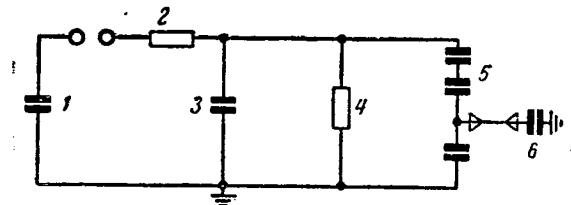


Рис. 8. Принципиальная схема установки для исследования пробивных напряжений разрядника.

1 — ГИН на $2,4 \cdot 10^6$ в, 0,05 мкФ; 2 — $R=1$ ком+2 Мом; 3 — $C=700 \pm 2800$ нФ; 4 — исследуемый разрядник; 5 — делитель напряжения; 6 — катодный осциллограф.

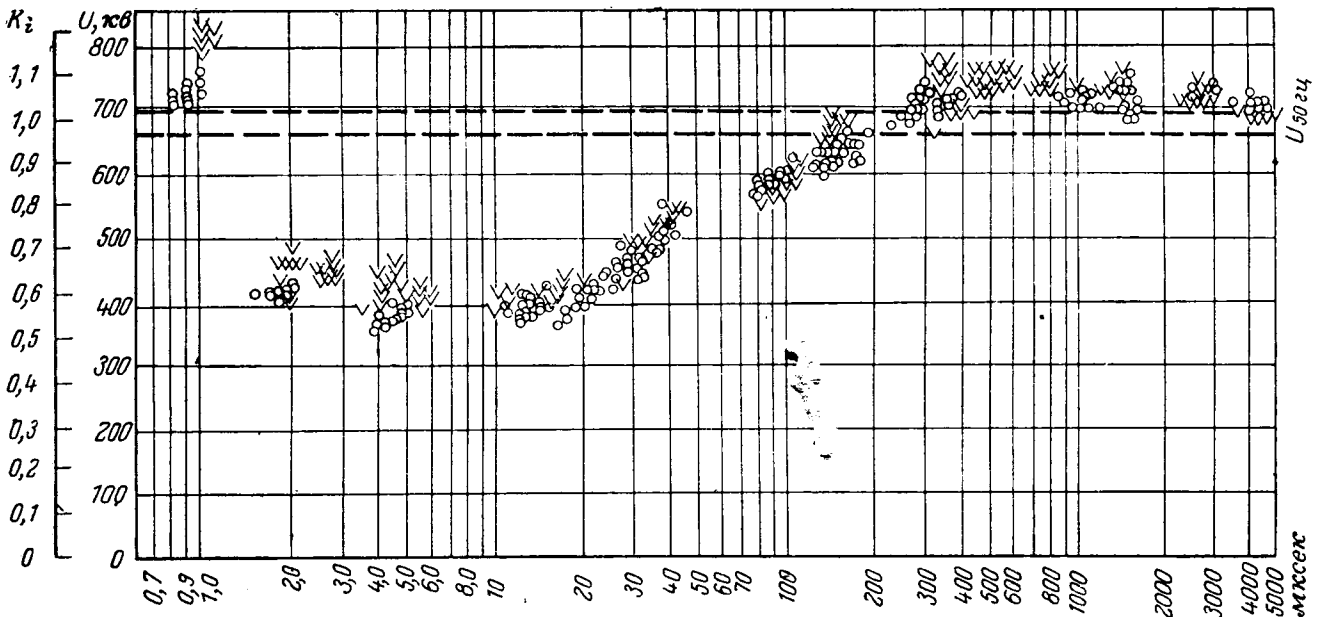


Рис. 9. Пробивные напряжения разрядника РВМК-330.
V — отрицательная полярность; O — положительная полярность.

сле 300 мксек имеет некоторую тенденцию к снижению пробивных напряжений и к более узкому разбросу по мере приближения предразрядных времен к значениям промышленной частоты.

Если разбить характеристику в области пологих импульсов на три части, то среднее пробивное напряжение и среднее квадратическое отклонение от среднего σ , %, будут изменяться следующим образом:

мксек	300—1 000 мксек	1 000—2 000 мксек	2 000—5 000 мксек
Количество разрядов	170	47	84
Среднее пробивное напряжение, кв	736	727	713
δ , %	2,2	1,7	1,9

Несмотря на эти различия, представлялось удобным обработать совместно все значения, полученные в диапазоне предразрядных времен от 200 до 5 000 мксек, независимо от крутизны воздействующих волн для того, чтобы сравнить их с результатами, полученными при промышленной частоте.

Рассматривая полученные значения пробивных напряжений как разброс одной и той же непрерывной случайной величины, по критерию согласия Колмогорова [Л. 2 и 3] установили нормальный закон распределения пробивных напряжений в этом диапазоне пологих импульсных волн, несмотря на сделанное выше допущение (при этом одно значение из трехсот было исключено из рассмотрения, так как отклонение от среднего значения составляло больше 3σ). Таким же способом была проведена оценка нормального закона для значений пробивных напряжений, полученных при промышленной частоте по схеме ударного возбуждения. После этого были вычислены средние арифметические пробивные напряжения, называемые дальше средними, и средние квадратические отклонения от средних значений σ , %.

В табл. 4 приведены данные о разбросе пробивных напряжений разрядника РВМК-330.

Отношения пробивных напряжений разрядника при пологих импульсных волнах (U_1) к пробивным напряжениям при промышленной частоте (U_2) составляют: для средних значений — 1,06, для верхних пределов — 1,09, для нижних пределов — 1,01. Отношение средних квадратических отклонений от среднего составляет 2,09.

Результаты испытаний разрядника хорошо согласуются с данными по элементам и данными японской статьи.

На рис. 10 представлена вольт-секундная характеристика японского разрядника на 210 кв. Она дана по двум группам точек обеих полярностей при временах около 1 мксек, снятых, по-видимому, на стандартной волне, и при временах около 1 000 мксек, т. е. в области коммутационных волн. Переход характеристик от коэффициентов импульса, меньших 1, к значениям больше 1 дается произвольно в области 100 мксек. У этого разрядника, так же как и у испытанных нами разрядников, пробивные напряжения в области пологих импульсных волн выше, чем при промышленной частоте. К сожалению, значения при промышленной частоте для японского разрядника даны одной точкой, поэтому

Таблица 4

Разброс пробивных напряжений разрядника РВМК-330 при пологих импульсных волнах и промышленной частоте

Форма волны	Пологие импульсные волны 2 000—5 000 мксек	Промышленная частота
Количество разрядов	310	50
Среднее квадратическое отклонение от среднего σ , %	2,3	1,1
Максимальное отклонение от среднего пробивного напряжения, %	± 6	$\pm 2,4$

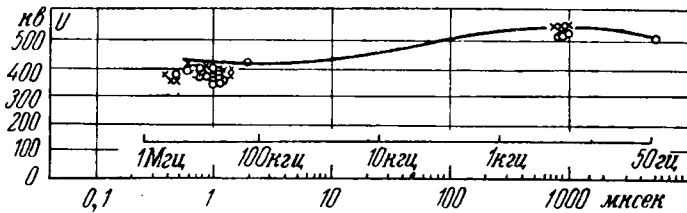


Рис. 10. Вольт-секундная характеристика японского вентильного разрядника 210 кВ типа RVLFA-200E.

разбросы сравнить нельзя, но можно отметить, что верхний предел при 1000 мксек выше, чем при 50 гц, на 10%, а нижний предел при 1000 мксек совпадает со значением при 50 гц.

В отношении разрядника РВМК-330 можно повторить те же выводы, которые были сделаны для элементов, а именно:

1. Средние пробивные напряжения при пологих импульсах от 200 до 5000 мксек выше на 6% средних пробивных напряжений, измеренных при промышленной частоте.

2. Верхние пробивные напряжения при пологих импульсных волнах выше, чем при промышленной частоте на 10%, нижние — на 1—2%.

3. Разброс пробивных напряжений больше в 2 раза при пологих импульсах, чем при промышленной частоте.

4. Среднее квадратическое отклонение от среднего при пологих импульсных волнах составляет около 2,5%.

5. Выявленные при этих испытаниях различия в измеренных пробивных напряжениях при пологих импульсах и при промышленной частоте имеют явно выраженный характер. Однако указанные в пп. 1 и 2 проценты должны рассматриваться как приблизительные и не должны быть механически распространены на другие типы разрядников без тщательной проверки на большем количестве экземпляров разрядников.

Литература

1. Station type magne-resistive valve lightning arrestors, type RVLFA series, Tashiba Rev., (1962, vol. 17, № 8, p. 887—890.

2. Карасев А. И., Основы математической статистики, Росвузиздат, 1962.

3. Гмурман В. Б., Введение в теорию вероятностей и математическую статистику, изд-во «Высшая школа», 1963.

[24.3.1965]



УДК 537.523.5.02.001.24

О расчете статической вольт-амперной характеристики электрической дуги

Инж. В. П. УРАЕВ

Московский энергетический институт

Вольт-амперная характеристика дугового разряда во многом определяет состояние электрической дуги, особенно с точки зрения ее устойчивости или неустойчивости. К настоящему времени накоплен довольно большой экспериментальный материал по вольт-амперным характеристикам дуги, однако большинство выражений, определяющих зависимость градиента в створе дуги от тока в ней, носят полуэмпирический характер. Поэтому большой интерес представляют работы С. М. Крижанского [Л. 1 и 2] и И. А. Кринберга [Л. 3], в которых соотношения, определяющие вольт-амперную характеристику дуги, получены теоретически на основании общих энергетических соображений. Однако в работах [Л. 1 и 3] не учитывалась роль излучения в общем энергетическом балансе дуги.

В настоящей работе делается попытка расчета вольт-амперной характеристики дуги, расположенной горизонтально и находящейся в условиях принудительного обдувания охлаждающим газом. Энергетический баланс такой дуги строится с учетом всех трех основных способов теплоотдачи — теплопроводности, излучения и конвекции; дуга предполагается настолько длинной, что отводом тепла в электроды можно пренебречь.

Электрическая дуга наиболее полно может быть

описана в количественном отношении посредством выражений, определяющих баланс энергии в створе разряда. В этом смысле наиболее строгим является уравнение Эленбааса, дающее связь между градиентом в створе дуги, проводимостью створа и температурой [Л. 4]:

$$\sigma E^2 - Q_i + \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) = \frac{du}{dt}, \quad (1)$$

где σ — проводимость;

E — градиент электрического поля;

Q_i — мощность излучения единицы объема;

T — температура;

λ — коэффициент теплопроводности;

u — внутренняя энергия единицы объема створа дуги.

Уравнение баланса энергии в форме (1) описывает электрическую дугу, обладающую осевой симметрией. Интегрирование уравнения (1) при соответствующих граничных условиях определяет зависимость температуры в створе дуги от координат и времени и позволяет получить соотношения, которые определяют вольт-амперную характеристику разряда. Выбор граничных условий определяется условиями горения дуги. Граничные условия для интегрирования уравнения (1) в рассматриваемом

случае можно сформулировать, заменив реальную дугу приближенной цилиндрической моделью.

Эта модель предполагает существование в дуге трех цилиндрических коаксиальных зон (рис. 1). Первая — зона проводимости; ее радиус определяется температурой, при которой степень ионизации практически равна нулю. Вторая зона характеризуется отсутствием в ней ионизированных частиц газа; ее граница определяется температурой, при которой излучение становится равным нулю. Третья зона пограничная; ее внешняя граница определяется температурой окружающей среды.

Энергия, подведенная к дуговому промежутку, выделяется в первой зоне в виде джоулева тепла. Теплоотвод из первой зоны осуществляется путем теплопроводности и излучения. Во второй зоне проводимость равна нулю; механизм теплоотвода через нее такой же, как и в первой зоне. Третью зону можно назвать зоной конвекции; теплоотвод здесь осуществляется в основном за счет конвекции и лишь частично за счет теплопроводности. Мощность, отводимая с внешней границы второй зоны за счет конвекции, может быть определена либо при помощи критериальных соотношений теории подобия [Л. 5], либо посредством более элементарных соотношений, основанных на теории пограничного слоя Райса [Л. 6]. Приблизительно мощность, отводимая от дуги конвекцией, определяется как

$$q(r_2) = \frac{M}{T_0^{0,123}} v^m p^n (T_2 - T_{\text{окр}}) \frac{1}{\sqrt{2r_2}},$$

где $T_0 = \sqrt{T_2 T_{\text{окр}}}$;

r_2 — радиус внешней границы второй зоны;

T_2 — температура, соответствующая радиусу r_2 ;

$T_{\text{окр}}$ — температура окружающей среды;

v — скорость охлаждающего газа;

p — давление.

Для принудительно обдуваемой дуги можно принять:

$$M = 0,15, m = 1, n = 0,5.$$

Тогда

$$q(r_2) = \frac{0,15}{T_0^{0,123}} \sqrt{\frac{p}{2r_2}} v (T_2 - T_{\text{окр}}). \quad (2)$$

Естественно, что выражение (2) является приближенным из-за приближенности рассматриваемой модели дуги.

Для стационарной электрической дуги правая часть уравнения (1) обращается в нуль; учитывая также цилиндрическую симметрию модели дуги, получаем из уравнения (1):

$$\sigma E^2 - Q_i + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \lambda \frac{dT}{dr}) = 0. \quad (3)$$

В работе Кринберга [Л. 3] использована подобная модель для определения характера зависимости удельной проводимости дуги от радиуса без учета излучения. Роль излучения в энергетическом балансе дуги при температурах в дуге до 6 000 — 7 000° К и атмосферном давлении сравнительно невелика; за счет излучения от дуги при этих условиях отводится не более 10% мощности. Однако

с ростом давления или температуры в дуге роль излучения быстро возрастает. По данным Ромпе и Вайцеля [Л. 7] в свободно горящей дуге при токе 62 а, градиенте 320 в/см и температуре 10 800° К мощность излучения составила 41% и при дальнейшем увеличении тока (до 218 а) достигла 88,5%. Во всяком случае учет излучения в тепловом балансе дуги представляет несомненный интерес, так как позволяет получить более полное представление о характере тепловых процессов, определяющих состояние электрической дуги.

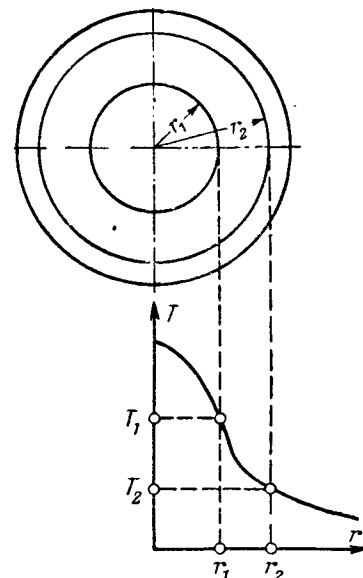


Рис. 1. Поперечное сечение модели дуги.

Непосредственное интегрирование уравнения (3) затруднено сложной зависимостью коэффициента теплопроводности газа дуги λ от температуры. По методу, предложенному Меккером [Л. 4], вводя в рассмотрение функцию

$$S = \int_0^r \lambda dT,$$

получим из уравнения (3):

$$\sigma E^2 - Q_i + \frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \frac{dS}{dr}) = 0. \quad (4)$$

Удельная электропроводность дуги σ и мощность, отводимая от единицы объема дуги излучением Q_i , являются функцией температуры дуги, а следовательно, и некоторыми функциями S :

$$\sigma = \sigma(S); Q_i = Q_i(S).$$

В [Л. 2] приводятся зависимости $\sigma(S)$ и $Q_i(S)$, которые могут быть аппроксимированы (рис. 2) кусочно-линейными функциями вида

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= A^2(S - S'), \\ \text{если } 0 \leq r \leq r_1; \sigma &= 0 \text{ при } r > r_1; \\ Q_i &= B^2(S - S''), \\ \text{если } 0 \leq r \leq r_2; Q_i &= 0 \text{ при } r > r_2, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

причем

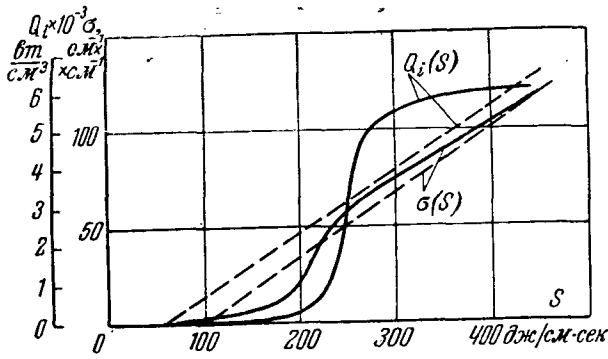
$$S = S' \text{ при } r = r_1;$$

$$S = S'' \text{ при } r = r_2,$$

где r_1 и r_2 — границы соответственно первой (проводящей) и второй зон дуги.

С учетом аппроксимации (5) уравнение баланса энергии (4) для проводящей зоны дуги приобретает вид:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \frac{dS_1}{dr}) + A^2 E^2 (S_1 - S') - B^2 (S_1 - S'') = 0. \quad (6)$$

Рис. 2. Зависимости $\sigma(S)$ и $Q_i(S)$.

— по данным [Л. 2]; - - - - - аппроксимирующие прямые.

Функция S_1 зависит только от r при изменении радиуса в пределах $0 \leq r \leq r_1$.

Зависимость $S(r)$ во второй зоне определяется уравнением, которое может быть получено из (4) с учетом (5) при условии, что $\sigma=0$:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dS_2}{dr} \right) - B^2 (S_2 - S'') = 0, \quad (7)$$

где S_2 определяется изменением радиуса в диапазоне $r_1 \leq r \leq r_2$.

Уравнение (6) после элементарных преобразований приводится к виду

$$\frac{d^2 S_1}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dS_1}{dr} + D^2 S_1 = A^2 E^2 S' - B^2 S'', \quad (8)$$

где

$$D^2 = A^2 E^2 - B^2.$$

Интеграл уравнения (8) будет:

$$S_1 = S^* + C_1 J_0(rD), \quad (9)$$

где

$$S^* = \frac{A^2 E^2 S' - B^2 S''}{D^2};$$

$J_0(rD)$ — функция Бесселя первого рода нулевого порядка.

Полагая $S' \approx S^*$, получаем из (9) при $r=r_1$:

$$J_0(r_1 D) = 0.$$

Тогда

$$r_1 D = 2,405 \quad (9a)$$

есть первый корень уравнения $J_0(r_1 D) = 0$.

Для второй зоны ($r_1 \leq r \leq r_2$) из уравнения (7), выполнив необходимые преобразования, получим:

$$\frac{d^2 S_2}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dS_2}{dr} - B^2 (S_2 - S'') = 0. \quad (10)$$

Решение уравнения (10):

$$S_2 = S'' + C_3 I_0(rB) + C_4 K_0(rB), \quad (11)$$

где $I_0(rB)$ и $K_0(rB)$ — модифицированные функции Бесселя первого и второго рода нулевого порядка.

Таким образом, выражения (9) и (11) определяют зависимость $S(r)$ при изменении радиуса в пределах $0 \leq r \leq r_2$. Следует отметить, что зави-

симость $S(r)$ остается, разумеется, непрерывной в этом диапазоне изменения радиуса.

Граничные условия для определения постоянных интегрирования C_1 , C_3 и C_4 в выражениях (9) и (11) формулируются следующим образом:

$$\begin{aligned} \text{при } r=r_2 \quad T=T_2, \quad S_2=S''; \\ \text{при } r=r_1 \quad T=T_1, \quad S_2=S'; \end{aligned}$$

$$\left. \frac{dS_2}{dr} \right|_{r=r_1} = \left. \frac{dS_1}{dr} \right|_{r=r_1};$$

$$\left. \frac{dS_2}{dr} \right|_{r=r_2} = -q(r_2).$$

Второе и третье условия следуют непосредственно из непрерывности функции $S(r)$; четвертое условие предполагает, что теплоотвод с внешней границы второй зоны осуществляется за счет конвекции; величина $q(r_2)$ определяется выражением (2).

Решения (9) и (11) в соответствии с граничными условиями дают следующие соотношения для определения постоянных интегрирования:

$$C_3 I_0(r_2 B) + C_4 K_0(r_2 B) = 0; \quad (12a)$$

$$C_3 I_0(r_1 B) + C_4 K_0(r_1 B) = S' - S''; \quad (12b)$$

$$\begin{aligned} B[C_3 I_1(r_1 B) - C_4 K_1(r_1 B)] = \\ = -C_1 D J_1(r_1 D); \end{aligned} \quad (12в)$$

$$B[C_3 I_1(r_2 B) - C_4 K_1(r_2 B)] = -q. \quad (12г)$$

Выражения (12a) и (12г) определяют постоянные C_3 и C_4 :

$$C_3 = -r_2 q K_0(r_2 B); \quad (13)$$

$$C_4 = r_2 q I_0(r_2 B). \quad (14)$$

При выводе (13) и (14) использовано рекуррентное соотношение вида [Л. 8]

$$K_0(x) I_1(x) + I_0(x) K_1(x) = \frac{1}{x}.$$

С учетом (9a) и так как $J_1(2,405) = 0,519$, подставляя в выражение (12в) выражения (13) и (14), получим соотношение, определяющее постоянную C_1 :

$$\begin{aligned} C_1 = 2q \frac{r_2 B}{D} \{ K_0(r_2 B) I_1(r_1 B) + \\ + I_0(r_2 B) K_1(r_1 B) \}. \end{aligned} \quad (15)$$

Таким образом, постоянные интегрирования определяются в конечном счете значениями радиусов r_1 и r_2 при заданных зависимостях $\sigma(S)$ и $Q_i(S)$ и заданном градиенте в створе дуги. Величина r_1 определяется соотношением (9a); выражение (12б) с учетом (13) и (14) дает уравнение для определения r_2 :

$$r_2 q = \frac{S' - S''}{K_0(r_1 B) I_0(r_2 B) - K_0(r_2 B) I_0(r_1 B)}. \quad (16)$$

Уравнение (16) разрешается относительно r_2 при заданной в виде (2) зависимости q от r_2 , скорости движения дуги (скорости охлаждающего газа) и давления графо-аналитическим способом (рис. 3).

Полный ток, проходящий через дугу, определяется лишь свойствами и геометрией внутренней проводящей зоны дуги. Если считать эту зону ци-

цилиндрической (что соответствует рассматриваемой модели дуги), то

$$I = \int_0^{r_1} 2\pi\sigma E r dr.$$

Поскольку градиент в стволе дуги не зависит от радиуса, то (при цилиндрической симметрии)

$$I = 2\pi E \int_0^{r_1} \sigma r dr.$$

Пользуясь аппроксимацией $\sigma(S)$ в виде (5), получаем:

$$I = 2\pi A^2 E \int_0^{r_1} (S_1 - S') r dr. \quad (17)$$

Зависимость $S_1(r)$ определяется решением (9) уравнения (8). Подстановка этого решения в (17) дает:

$$I = 2\pi C_1 A^2 E \int_0^{r_1} J_0(rD) r dr.$$

Выполнив интегрирование, получим для тока:

$$I = 2\pi C_1 A^2 E \frac{r_1}{D} J_1(r_1 D).$$

Учитывая, что $r_1 D = 2,405$ и $J_1(r_1 D) = 0,519$, получаем окончательно:

$$I = 2,5\pi C_1 \left(\frac{A}{D}\right)^2 E, \quad (18)$$

где C_1 определяется выражением (15), а $D^2 = A^2 E^2 - B^2$.

Коэффициенты A^2 и B^2 , а также величины S' и S'' определяются характером аппроксимирующих прямых (рис. 2).

Выражение (18), определяя зависимость градиента в дуге от тока в ней, является уравнением вольт-амперной характеристики дуги в стационарном режиме с учетом излучения. Уравнение (18) позволяет также определить характер зависимости радиуса проводящего канала дуги от мощности, выделяющейся в дуге при различных скоростях охлаждающего газа.

Применимость полученных результатов к дуге, находящейся в условиях принудительной конвекции (например, дуга, движущаяся между параллельными электродами в магнитном поле), определяется, очевидно, формой ствола принудительно обдуваемой дуги. В работе Шмитца [Л. 9] было показано, что для токопроводящего канала электрической дуги конечной длины, стабилизированной электродами и горящей в условиях естественной конвекции, уравнение баланса энергии (3) можно считать справедливым. Совершенно очевидно, однако, что форма дуги, находящейся в условиях принудительного обдувания, оказывается крайне неустойчивой. Лишь с большой степенью приближенности дугу, находящуюся в таких условиях, можно считать стабилизированной конвективными потоками. Приведенный анализ, основанный на ряде допущений, не являясь строгим, позволяет тем не ме-

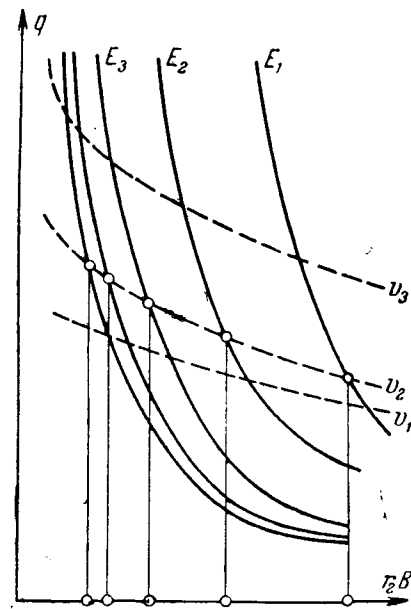


Рис. 3. К определению величины $r_2 B$.
— зависимости $q(r_2 B)$, построенные по уравнению (16) при различных значениях градиента, $E_1 < E_2 < E_3$;
- - - зависимости $q(r_2 B)$, построенные по уравнению (2) при различных значениях скорости, $v_1 < v_2 < v_3$.

нее оценить характер основных зависимостей, определяющих вольт-амперную характеристику дуги.

Следует также отметить, что в исходном уравнении баланса энергии дуги (3) не учитывается конвективный теплоотвод во внутренних зонах дуги и отвод тепла в электроды; отвод тепла за счет конвекции для принятой модели дуги определяется путем задания граничного условия в виде (12г), что же касается теплоотвода в электроды, то по данным [Л. 10] потери энергии на испарение материала электродов становятся существенными при токах 5—7 ка и более.

Уравнение (18) позволяет рассчитать и построить вольт-амперную характеристику поперечно обдуваемой дуги, горящей в воздухе при атмосферном давлении и при различных скоростях охлаждающего газа. Результаты расчета вольт-амперных характеристик по уравнению (18) приведены в таблице.

$E, \text{ в/см}$		20	40	60	80	100	120
$v, \text{ м/сек}$	$v = 25$	292	107	57	38	26	20
	$v = 50$	580	206	113	73	53	41
	$v = 100$	1130	420	227	148	100	77

Кривые зависимостей $E(I)$, полученные расчетом, представлены на рис. 4. Результаты расчета сравнивались с экспериментальными и расчетными данными Кукекова [Л. 11].

Как указывалось выше, дугу, движущуюся между параллельными электродами, можно считать цилиндрической лишь с большой степенью приближенности. Естественно, что с увеличением расстояния между электродами форма дуги делается все более неустойчивой. Поэтому результаты расчета

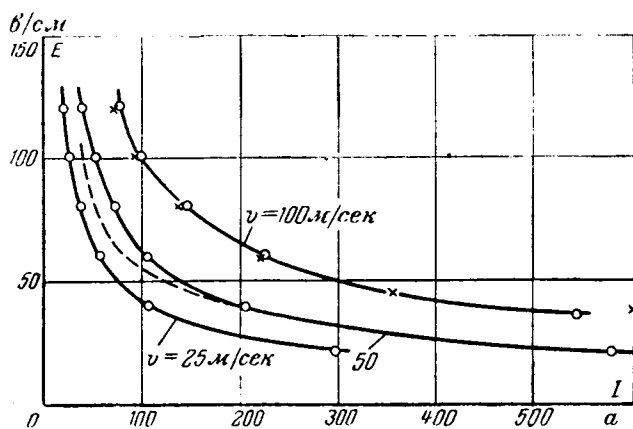


Рис. 4. Расчетные и опытные вольт-амперные характеристики поперечно обдуваемой дуги.

— построены расчетом по уравнению (18);
 - - - - - расчетная (данные Кукекова); × — экспериментальные точки при $v=100$ м/сек (данные Кукекова).

представляется возможным сравнить с опытными данными, полученными при исследовании сравнительно коротких дуг с расстоянием между электродами не более 25—30 мм (в работе [Л. 11] исследовалась дуга длиной 10—20 мм). Поскольку в коротких дугах существенную роль могут играть околоэлектродные зоны катодного и анодного падений, а полученные в данной работе результаты могут быть применены лишь для описания положительного столба дуги, то сравнение теоретически полученных результатов с экспериментальными данными может быть сделано лишь более или менее приближенно.

Как известно, влияние электродов приводит к тому, что диаметр проводящей зоны дуги вблизи электродов существенно меньше диаметра положительного столба дуги. Сужение дуги у электродов приводит к появлению градиента температуры вдоль оси дуги; кроме того, поскольку осевой градиент напряжения в зоне катодного падения на 2—3 порядка выше, чем в стволе дуги, процесс ионизации в этой зоне уже нельзя считать термическим и, следовательно, уравнение Саха здесь неприменимо. Таким образом, исходное уравнение энергетического баланса и граничные условия, записанные для цилиндрической модели положительного столба дуги, не могут быть применены в околоэлектродных зонах.

Степень влияния околоэлектродных зон на тепловые и электрические процессы, характеризующие дугу в целом, может быть примерно оценена сравнением длины зоны сужения дуги у катода с длиной положительного столба дуги. По данным Вайцеля, Ромпе и Шёна [Л. 12] длина области сужения дуги у катода в ртутной дуге имеет порядок, измеряемый сотнями длин свободного пробега нейтрального атома дугового газа (в условиях, исследованных авторами работы [Л. 12], эта длина примерно равна 0,07—0,08 мм). Таев [Л. 13], теоретически исследовавший вопрос о характере распределения температуры вдоль оси дуги, определяет расчетное значение длины области сужения дуги у катода равным 0,06—0,15 мм для дуги длиной 5 мм в воздухе на медных электродах при температуре на оси дуги 5 000° К.

Таким образом, сравнение полученных в данной работе результатов с опытными данными Кукекова [Л. 11] должно производиться с учетом указанных обстоятельств. Это сравнение (рис. 4) показывает, что несмотря на целый ряд допущений, сделанных при выводе уравнения (18), полученные результаты можно считать вполне удовлетворительными.

Литература

1. Крижанский С. М., К теории столба дугового разряда, ЖТФ, 32, вып. 2, 1962.
2. Крижанский С. М., К теории вольт-амперной характеристики столба нестационарного дугового разряда высокого давления, ЖТФ, 35, вып. 10, 1965.
3. Крибберг И. А., К теории столба электрической дуги, горящей в условиях естественной конвекции, ЖТФ, 34, вып. 5, 1964.
4. Финкельбург В., Меккер Г., Электрические дуги и термическая плазма, изд-во иностр. лит. 1961.
5. Залеский А. М., Электрическая дуга отключения, Госэнергоиздат, 1963.
6. Третьяк Г. Т., Лысов Н. Е., Основы тепловых расчетов электрической аппаратуры, изд-во ОНТИ, 1935.
7. Rompe R., Thouret W., Weizel W., Zur Frage frei brennenden Lichtbögen, Z. Phys., Bd 122, 1944.
8. Таблицы значений функций Бесселя от мнимого аргумента, изд-во АН СССР, 1950.
9. Schmitz G., Rechnungen zur elektrodenstabilisierten Bogenentladung, Z. Phys., Bd 132, 1952.
10. Lee T., Wilson W., Sofianek J., Current density and temperature of high-current arcs, PAS, VIII, 1957.
11. Кукеков Г. А., Исследование дуги постоянного тока в магнитном поле, ЖТФ, 11, вып. 3 и 10, 1941.
12. Weizel W., Rompe R., Schön M., Zur Theorie der kathodischen Entladungsteile eines Lichtbogens, Z. Phys., Bd 115, 1940.
13. Таев И. С., Электрическая дуга в аппаратах низкого напряжения, изд-во «Энергия», 1965.

[13.1.1967]



Перспективы применения пластмасс в изоляторостроении¹

Доктор техн. наук, проф. Н. Г. ДРОЗДОВ,
канд. техн. наук А. Т. АЛАДЬЕВ и инж. Ю. Г. ЕСИКОВ

Москва

В течение уже многих десятилетий основным электроизоляционным материалом в изоляторостроении является электротехнический фарфор. Высокие электроизоляционные свойства, простота технологии, недефицитность сырья и низкая стоимость обеспечили фарфору преимущественное использование в изоляторной технике.

Однако значительное повышение в последние годы передаваемых на большие расстояния мощностей и номинальных напряжений линий электропередачи привело к резкому увеличению механических нагрузок, действующих на высоковольтные изоляторы. В создаваемых для этих целей новых конструкциях изоляторов отчетливо проявился большой недостаток электротехнического фарфора как конструкционного материала — низкая механическая прочность на растяжение и изгиб, т. е. сопротивление тем нагрузкам, которым он и подвергается в большинстве высоковольтных конструкций.

В этих условиях изыскание новых электроизоляционных материалов, обладающих более высокими механическими свойствами, приобретает все большую актуальность.

За последние годы в этом направлении достигнут определенный прогресс. Так, Н. П. Богородицкий и его сотрудники [Л. 1], Г. Н. Воронков [Л. 2] разработали высокопрочные керамические материалы для высоковольтных изоляторов, которые по механической прочности на растяжение и изгиб в 1,5—2 раза превосходят обычный электротехнический фарфор.

Использование в изоляторостроении стекла и стеклокерамики, как показывает отечественный и зарубежный опыт, позволяет значительно сократить габариты и вес изоляторов, так как термическая и механическая прочность стекла может быть значительно увеличена путем закалки [Л. 2—5].

Однако возникшая проблема увеличения механической прочности исходных материалов для высоковольтных конструкций и снижения веса конструкций не получила полного решения. В связи с этим большого внимания заслуживает использование в изоляторостроении современных конструкционных пластмасс, которые по прочностным характеристикам приближаются к некоторым маркам сталей и обладают хорошими электроизоляционными свойствами.

Из данных, приведенных в табл. 1, следует, что такие конструкционные материалы, как стеклотекстолит ВФТ-С и особенно анизотропные стеклопластики СВМ [Л. 6] и получаемый по непрерывному методу [Л. 7] прессовочный материал АГ-4с, значительно превосходят по упругости и механической прочности на растяжение и изгиб электротехнический фарфор и специальные стекла, имеющие к тому же несколько большую плотность. По удельной

прочности на растяжение и изгиб эти материалы в 4—30 раз превосходят фарфор, стекло и другие керамические материалы. Электрические характеристики конструкционного материала АГ-4с при нормальных условиях примерно одного порядка, что и у электротехнического фарфора.

Для электроизоляционных материалов, используемых в высоковольтных конструкциях, предназначенных как для открытых, так и для закрытых устройств, важной характеристикой является стабильность электрических свойств в условиях повышенной влажности.

Ранее было показано [Л. 8], что с увеличением относительной влажности воздуха происходит интенсивное развитие поверхностных процессов, приводящих к существенному уменьшению напряжения перекрытия изоляторов по отношению к значению напряжения перекрытия при нормальных атмосферных условиях. Влага и другие адсорбирующиеся вещества значительно понижают также и механическую прочность керамических материалов [Л. 9].

Изменение удельного поверхностного сопротивления постоянному току с изменением влажности воздуха для электротехнического фарфора, покрытого белой и коричневой глазурью, и для некоторых пластмасс представлено на рис. 1. Измерения проводились на обычной гальванометрической установке.

На рис. 2 показаны те же зависимости на переменном токе. Измерение удельного поверхностного сопротивления осуществлялось по схеме двух последовательно включенных сопротивлений, одним из которых (R_x) являлся испытуемый образец, а вторым — эталонное сопротивление, величина которого составляла не более $10^{-3} R_x$. Измерение напряжения на эталонном сопротивлении производилось электростатическим вольтметром с большим входным сопротивлением.

Образцы представляли собой диски толщиной около 4 мм и диаметром 100 мм, на которые нанесены алюминиевые электроды толщиной 0,01 мм. При измерении удельного поверхностного сопротивления постоянному и переменному току третий (нижний) электрод на образец не помещался, так как нецелесообразность его использования достаточно ясно показана в [Л. 10].

Приведенные данные показывают, что из числа рассмотренных материалов только стеклопластик АГ-4с может быть поставлен в ряд перспективных электроконструкционных материалов для изоляторной техники.

Исследования других характеристик были проведены в сравнении с электротехническим фарфором, покрытым коричневой глазурью, для материала АГ-4с.

На рис. 3 показано изменение удельного поверх-

¹ В порядке обсуждения.

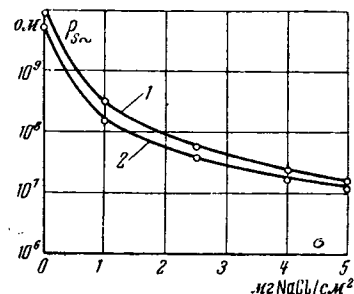
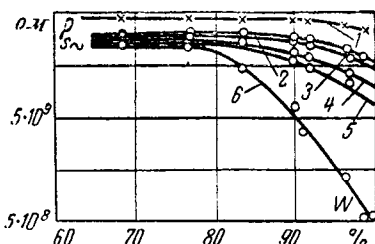
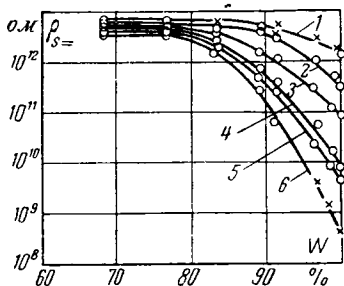


Рис. 1. Зависимость удельного поверхностного сопротивления постоянному току от относительной влажности воздуха для различных диэлектриков.

Рис. 2. Зависимость удельного поверхностного сопротивления переменному току от относительной влажности воздуха для различных диэлектриков.

Рис. 3. Зависимость удельного поверхностного сопротивления переменному току от степени загрязнения поверхности диэлектриков поваренной солью.

1 — технический парафин, фторопласт-4+кремнийорганическая смола, полиэтилен+каучук; 2 — эпоксидный компаунд Д-2; материал К-81-39с; 3 — анизотропный стеклопластик АГ-4с; 4 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью; 5 — тот же материал, покрытый белой глазурью; 6 — электротехнический фарфор неглазурованный.

1 — технический парафин, фторопласт-4+кремнийорганическая смола, полиэтилен+каучук; 2 — эпоксидный компаунд Д-2; материал К-81-39с; 3 — анизотропный стеклопластик АГ-4с; 4 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью; 5 — тот же материал, покрытый белой глазурью; 6 — электротехнический фарфор неглазурованный.

1 — анизотропный материал АГ-4с; 2 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью.

Таблица 1

Основные физико-технические характеристики электротехнического фарфора, стекла и некоторых электроконструкционных пластмасс

Характеристика	Материал								
	Электро-технический фарфор	Стекло № 13-в	СВАМ (10:1)	АГ-4с	Фенолит ЧТ	Эпоксидный компаунд Д-2	Поликарбонат	Стекло-текстолит ВФТ-С	Сталь 3
Плотность, г/см ³	2,3—2,5	2,6	1,9	1,7—1,8	1,36—1,5	1,2—1,3	1,08	1,8	7,85
Удельная ударная вязкость, кГ·см/см ²	1,2—1,7	—	270	150* 250	—	—	300	105	800
Предел прочности при статическом изгибе, кГ/см ²	600—850	650—1 100	4 100	4 400* 5 700	640	1 400	1 100	3 375	—
Предел прочности при растяжении, кГ/см ²	250—300	—	7 000	5 000** 6 700	400	620—800	750	4 000	4 400
Предел прочности при сжатии, кГ/см ²	>4 000	—	4 200	1 300	1 700	1 900	—	3 580	4 400
Модуль упругости при растяжении, кГ/см ²	—	—	580 000	350 000**	—	—	—	217 000	2 100 000
Теплостойкость по Мартенсу, °С	—	—	—	280	120	105	—	240	—
Усадка, %	11—14	—	—	0,1**	0,6—0,98	0,4—0,9	—	—	—
Коэффициент линейного расширения, 10 ⁻⁶ /°С	4,5	—	—	1,0—3,0	—	32	—	8	1,0—1,5
Водопоглощение за 24 ч, %	0	0	—	Не более 0,05	0,028	0,02	—	1,15	—
Электрическая прочность, кВ/мм	22—28	—	—	24	15—18	24	120	12	—
Удельное объемное сопротивление при t = 20°С, ом·см	10 ¹³	2·10 ¹⁴	—	5·10 ¹²	3·10 ¹²	10 ¹⁴	7·10 ¹⁶	>10 ¹⁰	—
Удельное поверхностное сопротивление при 60—70% относительной влажности, ом	7·10 ¹²	4·10 ¹⁴	—	1·10 ¹³	3·10 ¹³	4·10 ¹³	—	>10 ¹¹	—
Диэлектрическая проницаемость	5,5—6,0	—	—	7,3	6—8	3,8—4,2	—	6—8	—
Тангенс угла диэлектрических потерь при 50 гц	0,02	0,03	—	0,03	0,01—0,05	—	0,03	0,01—0,03	—
Удельная прочность при растяжении, кГ/мм ²	1,3	—	38	40	—	5,9	22	5,5	—
Стоимость материала в деталях, руб/кг	0,48	—	—	9,0	—	—	—	—	—

* Перпендикулярно направлению волокон.

** В направлении волокон.

Примечание. Для материала АГ-4с приведены значения предела прочности: в числителе — по данным ГОСТ 10087-62, в знаменателе — по данным паспорта на материал АГ-4с научно-исследовательского электротехнического института.

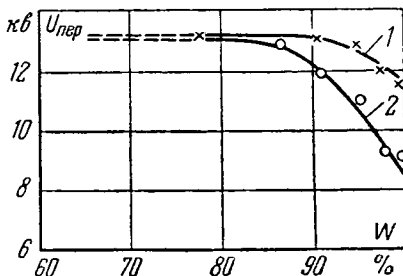


Рис. 4. Зависимость напряжения перекрытия цилиндрических образцов от относительной влажности воздуха.
1 — анизотропный материал АГ-4с;
2 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью.

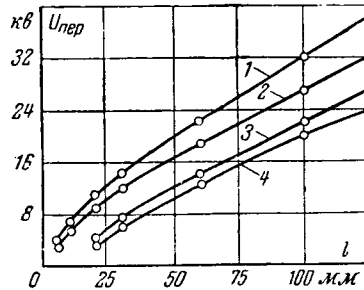


Рис. 5. Зависимость напряжения перекрытия цилиндрических образцов от расстояния при относительной влажности 100%.

1 — анизотропный материал АГ-4с;
2 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью;
3 — анизотропный материал при удельном загрязнении поваренной солью 2,5 мг/см²; 4 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью при удельном загрязнении поваренной солью 2,5 мг/см².

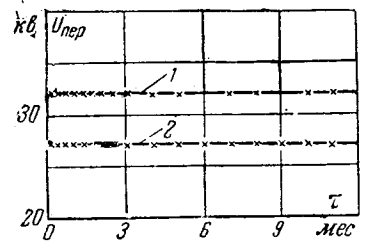


Рис. 6. Зависимость напряжения перекрытия цилиндрических образцов от времени пребывания в условиях с относительной влажностью 100%.
1 — анизотропный материал АГ-4с;
2 — электротехнический фарфор, покрытый коричневой глазурью.

ностного сопротивления переменному току при относительной влажности 100% от степени загрязнения поверхности образцов поваренной солью. Загрязнение поверхности осуществлялось методом напыления через сито 10000 отв/см² при нормальных атмосферных условиях. После этого образцы помещались в камеру, относительная влажность в которой доводилась до 100% и спустя 24 ч производилось измерение поверхностного сопротивления.

Одной из важнейших характеристик, определяющих качество высоковольтной изоляции, является напряжение поверхностного перекрытия при высокой относительной влажности. На рис. 4 приведены зависимости напряжения поверхностного перекрытия от относительной влажности окружающего воздуха для АГ-4с и электротехнического фарфора. Измерения производились на обычной испытательной установке переменного тока промышленной частоты. Скорость нарастания напряжения составляла 1 кВ/сек. Образцы представляли собой стержни диаметром 18 мм. Длина разрядного промежутка равнялась 20 мм.

Из экспериментальных данных следует, что композиционные материалы, имеющие ионно-молекулярное строение (АГ-4с, эпоксидный компаунд

по сравнению с материалами ионного строения (фарфор глазурованный и неглазурованный) как на постоянном, так и на переменном токе. Это объясняется различной природой процесса увлажнения поверхности электроизоляционного материала. Если на диэлектриках ионного строения влага осаждается в виде сплошной пленки, то на диэлектриках молекулярного и ионно-молекулярного строения влага выпадает в виде отдельных капель. Это особенно ярко проявляется при загрязнении поверхности диэлектриков поваренной солью. С увеличением поверхностной концентрации поваренной соли на поверхности фарфора увеличивается толщина водяной пленки, а на поверхности АГ-4с — растут размеры водяных капель.

Сделанный выше вывод подтверждается и данными, приведенными на рис. 4 и 5. Стеклопластик АГ-4с имеет более высокие значения напряжения перекрытия по сравнению с электротехническим фарфором при прочих равных условиях.

Аналогичные данные получены и при длительном пребывании образцов в условиях высокой

Д-2), и особенно диэлектрики чисто молекулярного строения (парафин и др.) обладают более высокими значениями удельного поверхностного сопротивления

Результаты длительного открытого хранения материала АГ-4с

Таблица 2

Показатель	Внешний вид	Потеря в весе, %	Диэлектрическая проницаемость на частоте 1 Мгц	tg δ на частоте 1 Мгц	$R_p, \text{ом}\cdot\text{см}$	$R_s, \text{ом}$	$E_{пр}$ при 50 вц, кВ/мм
Исходное состояние	Поверхность гладкая глянцевая	—	6,56	0,022	$8,1 \cdot 10^{11}$	$4,1 \cdot 10^{12}$	22,1
После 6 мес. хранения	Частичная потеря глянца; едва заметное выступление стекловолокна	До 0,25	6,07	0,021	$4,5 \cdot 10^{12}$	$4,3 \cdot 10^{13}$	19,8
После 14 мес. хранения	Полная потеря глянца; сильное выступление стекловолокна	До 1	5,3	0,029	$1,3 \cdot 10^{13}$	$1,35 \cdot 10^{12}$	23
После 6 лет хранения	Значительная поверхностная коррозия материала на глубину до 3%. Обратная сторона гладкая без глянца с хорошо заметным выступлением стекловолокна	До 3	5,8	0,025	$7,8 \cdot 10^{12}$	$1,1 \cdot 10^{13}$	22,7

Примечания: 1. Образцы в форме дисков диаметром 100 мм и толщиной 2—3 мм и плит размером 250×250×3 мм хранились открыто в районе с малым промышленным загрязнением воздуха. Образцы были установлены под углом 45° к горизонту в направлении на юг.
2. Прочностные механические характеристики снижаются в пределах до 10% в основном в первые 2 года.
3. Экспериментальные данные табл. 2 представляют собой средние арифметические значения из измерений пяти образцов.

влажности. На рис. 6 представлены зависимости напряжения перекрытия для АГ-4с и электротехнического фарфора от времени пребывания в камере влажности при температуре $+20 \pm 2^\circ \text{C}$ и относительной влажности 98—100%. Образцы имели форму цилиндров диаметром 18 мм, расстояние между электродами составляло 100 мм.

Так как к высоковольтным конструкциям предъявляются повышенные требования по сроку службы, важной характеристикой применяемых материалов для изоляторной техники является их долговечность в условиях открытой эксплуатации.

В табл. 2 приведены данные по изменению основных физико-технических характеристик стеклопластика АГ-4с при открытом хранении в условиях средней полосы в течение 6 лет. Из данных табл. 2 следует, что с течением времени воздействия атмосферных условий основные характеристики слабо изменяются, однако частично происходит коррозия наружной поверхности материала. Она обусловлена в основном действием солнечного облучения. Развитие химии полимеров и создание на их основе ряда механически прочных покрытий [Л. 11 и 12], устойчивых к длительному действию атмосферы, позволяет резко повысить и атмосферостойкость стеклопластиков.

Из приведенного сопоставления по основным физико-техническим свойствам электротехнического фарфора с лучшими электроконструкционными пластмассами следует, что применение последних в изоляторной технике может дать значительный технико-экономический эффект. Он обуславливается не только меньшей в (1,5—1,6 раза) удельной стоимостью стеклопластиковых изделий (с учетом

разной удельной прочности), но и резким снижением их веса.

Литература

1. Богородицкий Н. П., Кириллова Г. К., Розенцвейг С. М., Высокопрочный материал для высоковольтных изоляторов, «Вестник электропромышленности», 1958, № 8.
2. Материалы Второй научно-технической сессии по эксплуатации высоковольтных воздушных линий электропередачи, Ростов-на-Дону, 1958.
3. Николаев Н. А., Андрихина Т. Д., Веселый В. А., Дякинский С. И., Линейные подвесные стеклянные изоляторы, «Электричество», 1960, № 2.
4. Millan M., Glass-ceramics, Academic Press, London and New York, 1964.
5. Буднеева Л. И., Горшкова З. С., Кожухов В. К., Тыкачинский И. Д. и Цимберов А. И., Применение стекла для производства изоляторов, ЦБТИ НИИЭ, М., 1958.
6. Буров А. К. и Андреевская Г. Д., Высокопрочные стеклопластики, АН СССР, 1961.
7. Гуляев А. С., Аладьев А. Т., Поликонин И. А. и Грибанова М. Н., Способ изготовления прессматериалов, Авторское свидетельство № 107343 от 29/VI 1957 г.
8. Валеев Х. С. и Есиков Ю. Г., О разрядном напряжении изоляторов при высокой относительной влажности, «Электричество», 1963, № 4.
9. Аладьев А. Т., Повышение долговечности керамических конденсаторов высокочастотных термических установок, Производственно-технический бюллетень, 1961, № 1.
10. Геппе А. П., О поверхностном сопротивлении диэлектриков, «Электричество», 1958, № 3.
11. Харитонов Н. П. и Долгов Б. Н., Термовлагодиектронизолирующие материалы на кремниорганической основе, Химия и практическое применение кремниорганических соединений, вып. 4, ЦБТИ, Ленинград, 1958.
12. Харитонов Н. П. и др., Защита от коррозии закладных деталей и сварных соединений, Жаростойкие покрытия, изд-во «Наука», 1965.

[25.11.1966]



УДК 621.313.322.048.1-81

О статистической однородности корпусной изоляции статоров турбогенераторов

Инж. Л. А. БЕЛОВА, доктор техн. наук, проф. Л. Г. МАМИКОНЯНЦ
и канд. физ.-матем. наук В. Н. ТУТУБАЛИН

Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики

На надежность работы изоляции влияют многие факторы [Л. 1 и 2]. В то же время, хотя надежность изоляции не является удовлетворительной, факты аварийных пробоев изоляции крупных генераторов случаются настолько редко, что для сколько-нибудь точного определения их вероятности необходимо иметь под наблюдением очень большую совокупность машин. Поэтому количественный учет влияния каждого отдельного фактора на аварийность изоляции, для которого потребовался бы эксперимент с тщательной нивелировкой остальных факторов, вряд ли возможен.

В этих условиях желательно использование данных эксплуатации для определения характеристик

аварийности изоляции в работе. Однако в силу указанных причин совокупность генераторов априори не является статистически однородной в смысле аварийности изоляции. Поэтому возможность статистической обработки данных зависит, помимо полноты и точности технических сведений о повреждениях изоляции, также от выбора статистической модели, которая позволяла бы представить имеющиеся данные как результат наблюдений над некоторой гипотетической статистически однородной совокупностью.

В [Л. 3] была предложена такая модель, в которой аварийность изоляции считается зависящей лишь от размеров и возраста изоляции.

В настоящей работе описывается один статистический прием проверки пригодности этой модели, давший хороший результат. Один из выводов, который можно отсюда сделать, заключается в том, что другие факторы, влияющие на аварийность изоляции, удерживаются существующими правилами производства и эксплуатации машин в достаточно узких границах.

Опишем принятую модель в терминах теории надежности [Л. 4]. Относительно количества аварий, возникающих в эксплуатации, делаются следующие предположения:

1) количества аварий, которые произошли на различных участках изоляции S_1, S_2, \dots, S_k при эксплуатации этих участков в интервалах рабочего времени¹ $(t_1^{(1)}, t_2^{(1)}), (t_1^{(2)}, t_2^{(2)}), \dots, (t_1^{(k)}, t_2^{(k)})$, являются независимыми случайными величинами (при этом интервалы времени не обязательно должны быть различными);

2) количества аварий, происшедших на одном и том же участке изоляции S за различные интервалы рабочего времени, являются независимыми случайными величинами.

Из этих предположений вытекает, что количество аварий, происшедших на любом участке изоляции за любой интервал времени, есть случайная величина, распределенная по закону Пуассона [Л. 4]. Ее распределение полностью определяется единственным параметром — математическим ожиданием, поэтому можем предположить, что

3) для участка изоляции фиксированной площади параметр количества аварий в интервале рабочего времени (t_1, t_2) зависит только от этого интервала.

В дальнейшем за единицу площади принимается площадь 100 м².

Из сделанных предположений вытекает, что при фиксированном интервале времени (t_1, t_2) параметр $\lambda(S; t_1, t_2)$ числа аварий, происшедших на площади S , удовлетворяет уравнению:

$$\lambda(S_1 + S_2; t_1, t_2) = \lambda(S_1; t_1, t_2) + \lambda(S_2; t_1, t_2).$$

Отсюда следует, что

$$\lambda(s; t_1, t_2) = s\lambda(1, t_1, t_2).$$

Введем обозначение $\lambda(1, t_1, t_2) = \lambda(t_1, t_2)$. Из предположения в п. 2 следует, что если интервал (t_1, t_2) разбит на две части (t_1, t') и (t', t_2) , то $\lambda(t_1, t_2) = \lambda(t_1, t') + \lambda(t', t_2)$. Отсюда вытекает [в предположении дифференцируемости функции $\lambda(t_1, t_2)$ по t_1 и t_2], что существует функция $h(t)$, называемая интенсивностью отказов, равная

$$\lambda(t_1, t_2) = \int_{t_1}^{t_2} h(t) dt.$$

При учете только рабочего времени поток отказов, т. е. аварийных пробоев изоляции на каждой машине, будет пуассоновским потоком с переменным параметром (см. [Л. 4], стр. 146) и с мгновенным восстановлением (поскольку мы учитываем

лишь рабочее время). Он полностью описывается функцией $h(t)$. В частности, распределение момента первого отказа τ задается формулой

$$P(\tau < t) = Q(t) = 1 - e^{-\lambda(S; 0, t)} = 1 - e^{-S \int_0^t h(t) dt}$$

где S — площадь изоляции машины.

В [Л. 3] была найдена кривая $p_2(t)$, которая связана с $h(t)$ следующими образом. Примем за единицу времени 10^4 ч и рассмотрим моменты $t_k = 10^4 \cdot k\mu$, $k = 1, 2, \dots, 22$. Тогда значение $p_2(t_k)$ есть оценка

для интеграла $\int_{t_{k-1}}^{t_k} h(t) dt$. Значения $p_1(t_k)$ и $p_3(t_k)$

указывают на порядок возможной ошибки. Интеграл

$\int_a^b h(t) dt$ удобно определять, суммируя $p_2(t_k)$ по t_k

таким, что $a \leq t_k \leq b$ (и прибегая к интерполяции, если a и b не совпадают ни с одним из t_k , а нам необходима большая точность). При желании найти для $h(t)$ оценку $h_2(t)$ в виде многочлена, отвечающую $p_2(t)$, коэффициенты этого выражения можно определить путем решения системы линейных уравнений, полученной из условия:

$$p_2(t_k) = \int_{t_{k-1}}^{t_k} h_2(t) dt = \int_{t_{k-1}}^{t_k} h_2(t) dt = \int_{k-1}^k h_2(t) dt$$

(если t выражать в 10^4 ч).

Однако в нашем случае можно считать, что с достаточной точностью выполняются равенства:

$$p_2(t) \approx \frac{p_2(t_k - 0,5) + p_2(t_k + 0,5)}{2} \approx \int_{t-0,5}^{t+0,5} p_2(t) dt.$$

Следовательно, за оценку $h_2(t)$ можно взять $p_2(t+0,5)$ (время всюду в 10^4 ч).

При определении $p_1(t_k)$, $p_2(t_k)$ и $p_3(t_k)$ в работе [Л. 3] было отброшено систематическое смещение $0,35/S_k^*$, которое мало по сравнению с длиной интервала $(p_1(t_k), p_3(t_k))$. Однако теперь есть основание полагать, что на самом деле $p_2(t_k)$ определено точнее, чем указывает интервал $(p_1(t_k), p_3(t_k))$, а следовательно, слагаемое $0,35/S_k$ полезно учесть. Уточненные функции обозначим $\bar{p}'_1(t)$, $\bar{p}'_2(t)$ и $\bar{p}'_3(t)$, причем

$$\bar{p}'_1(t) = 0,0093 + 10^{-5}(2,08t^2 + 0,0048t^4);$$

$$\bar{p}'_2(t) = 0,0103 + 10^{-5}(4,36t^2 + 0,0083t^4);$$

$$\bar{p}'_3(t) = 0,0113 + 10^{-5}(7,05t^2 + 0,0143t^4).$$

Графики этих функций приведены на рисунке. Числа $0,35/S_i$ сглажены с помощью многочлена вида

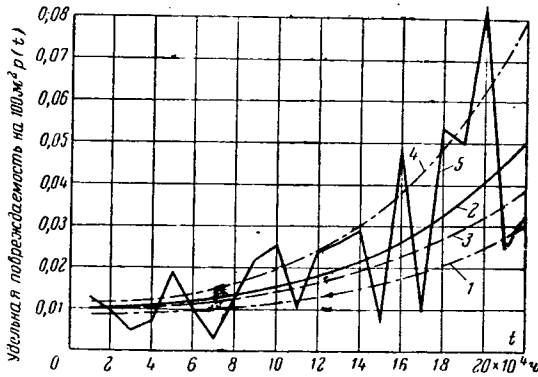
$$a + bt^2 + ct^4 = 0,00027 + 10^{-5}(0,43t^2 + 0,004t^4)$$

с ошибкой, не превосходящей 0,001. Для $h_2(t)$ получается выражение

$$h_2(t) = \bar{p}'_2(t+0,5) = 0,010 + 10^{-5}[2,08t + 2,09t^2 + 0,0098t^3 + 0,0049t^4].$$

¹ Учитывается только рабочее время, а время, затраченное на профилактику, ремонт и т. д., а также время, в течение которого машина отключалась, исключается.

* Здесь S_k обозначает площадь изоляции тех охваченных статистикой генераторов, которые проработали не менее $10^4(k-1)$ ч, $k = 1, 2, \dots$



Уточненные кривые вероятности аварийных пробоев изоляции обмоток статоров всех турбогенераторов (без разделения по номинальным напряжениям).

1 — $\bar{p}_1(t)$; 2 — $\bar{p}_2(t)$; 3 — $\bar{p}_3(t)$; 4 — $\bar{p}_4(t)$; 5 — данные эксплуатации.

При построении кривой $p_2(t)$ учитывалось лишь общее количество аварий на площади изоляции, прошедшей эксплуатацию в определенном интервале времени, и совершенно не учитывалось распределение этих аварий по отдельным машинам. На этом основан применяемый в настоящей работе способ проверки пригодности предлагаемой статистической модели. Эта модель позволяет вычислить, каким должно быть распределение аварий по отдельным машинам, чтобы затем сравнить его с фактическим.

Рассмотрим, каким должно быть расхождение между вычисленным и фактическим распределениями, если модель непригодна. Она может быть непригодной по двум следующим наиболее вероятным причинам: а) отсутствие учета ряда факторов, влияющих на состояние изоляции; б) возможная ошибочность предположения (2) о независимости количества аварий, происшедших в разные интервалы времени; можно было бы считать, что в смысле изоляции существуют хорошие и плохие машины, причем пробиваются преимущественно последние, так что факт наличия аварии на одном интервале времени свидетельствует в пользу появления аварии и на другом интервале.

Обе эти возможные причины должны были бы привести к тому, что совокупность генераторов разделилась бы на две части: «хорошие» и «плохие», причем аварии сосредоточились бы преимущественно на последних. Таким образом, количество машин, имеющих одну аварию, сократилось бы, а количество машин, имеющих две, три и более аварий, возросло бы по сравнению с вычисленным. Этот эффект попытаемся обнаружить.

Рассматривалась совокупность 10,5 кв турбогенераторов (всего $N=285$ машин). Среди них имелось семь машин типа Т2270/98 с гильзовой изоляцией. Возможно, что старение гильзовой изоляции происходит с иной скоростью, чем микалентной. Объединение машин с гильзовой и микалентной изоляцией для единой статистической обработки является поэтому, строго говоря, неправильным. Но в нашем случае количество машин с гильзовой изоляцией столь мало, что их включение не может заметно повлиять на определяемые параметры кривой интенсивности отказов. С другой стороны, чтобы получить подтверждение того, что гильзовая

изоляция ведет себя в эксплуатации иначе, более корректно сначала обработать все данные вместе и убедиться затем, что даже кривая интенсивности отказов, полученная на объединенном материале, не соответствует фактическим данным по авариям гильзовой изоляции.

Занумеруем все рассматриваемые генераторы в произвольном порядке. Генератору с номером i отвечает площадь его изоляции S_i и количество часов T_i , которые он проработал до рассматриваемого времени. В соответствии с моделью количество аварий n_i на этом генераторе имеет распределение Пуассона с параметром

$$\lambda_i = S_i \int_0^{T_i} h(t) dt.$$

Интеграл оценивался при помощи $p_2(t)$ указанным способом, причем при больших T_i ($\geq 5 \cdot 10^4 = 6 \cdot 10^4$ ч) величина T_i округлялась до ближайшего большего числа, кратного 10^4 ч, а при малых $T_i < 5 \cdot 10^4$ ч использовалось то обстоятельство, что на этом участке $p_2(t)$ почти постоянна, так что $\int_0^{T_i} h(t) dt \approx 0,011 T_i$. Для семи машин, проработавших более $22 \cdot 10^4$ ч была применена экстраполяция $p_2(t)$ по приведенной в [Л. 3] формуле [во всех случаях бралось значение $p_2(t)$ из [Л. 3], а не уточненное значение, рекомендованное в настоящей работе]. В тех случаях, когда генератор подвергался перемотке, он рассматривался как две разные машины до и после перемотки.

Будем считать пока, что можно пренебречь ошибкой в значении λ_i , которая вызвана заменой интеграла $\int_0^{T_i} h(t) dt$ от неизвестной точно функции

$h(t)$ указанным выше числом, выражающим через $p_2(t)$. В таком случае имеем:

$$P_i(k) = P\{n_i = k\} = \frac{\lambda_i^k}{k!} e^{-\lambda_i}, \quad i = 1, \dots, N.$$

Оказывается, что все вероятности $P\{n_i \geq 5\}$ можно практически считать равными нулю. Основное значение будет иметь $P_i(k)$ при $k=1, 2, 3, 4$ (значение $k=0$ не рассматриваем, так как $P_i(0) + \dots + P_i(4) \approx 1$). Рассмотрим случайные величины $\mu_i(k)$, $k=1, 2, 3, 4$, определяемые следующим образом:

$\mu_i(k) = \begin{cases} 1, & \text{если на } i\text{-й машине было ровно } k \text{ аварий,} \\ 0 & \text{в противном случае.} \end{cases}$

Очевидно, что $P\{\mu_i(k)=1\} M\mu_i(k) = P_i(k)$. Далее $\sum_{i=1}^N \mu_i(k) = \mu(k)$ есть общее число машин, имеющих ровно k аварий. При этом

$$\begin{aligned} M\mu(k) &= \sum_{i=1}^N M\mu_i(k) = \sum_{i=1}^N P_i(k) = \\ &= \sum_{i=1}^N \frac{\lambda_i^k}{k!} e^{-\lambda_i}, \end{aligned}$$

так что по имеющимся данным значение $M\mu(k)$ может быть вычислено. Если отклонения $\mu(k)$ от вы-

численных значений $M_{\mu}(k)$ будут иметь указанный выше знак (меньше машин с одной аварией, больше машин с двумя, тремя и четырьмя авариями) и будут статистически значимыми, необходимо считать модель непригодной, а совокупность генераторов — статистически неоднородной. В противном случае модель можно считать удовлетворительной, так как на практике редко приходится иметь дело с таким большим количеством машин, как в нашем случае, а различия тем более будут незаметными на меньшем числе машин.

Данные расчетов и фактические данные приводятся в табл. 1. Кроме суммирования $\mu_i(k)$ и $p_i(k)$, по всем генераторам произведено еще суммирование по отдельным типам и отдельным заводам.

Остановимся сначала на сравнении данных по всем машинам, т. е. вектора (27, 10, 1, 1) с вектором математических ожиданий (29,6; 5,7; 1,5; 0,44). Видно, что число машин с одной аварией несколько меньше, чем математическое ожидание, а число машин с двумя авариями больше. Однако для трех аварий картина обратная, да и сами отклонения невелики и требуют исследования их статистической значимости. Распределение вектора $\{\mu(1), \mu(2), \mu(3), \mu(4)\}$, который есть сумма независимых случайных векторов $\{\mu_i(1), \mu_i(2), \mu_i(3), \mu_i(4)\}$, $i=1, \dots, 4$, точно вычислить невозможно. Обычный прием его приближенного вычисления (дающий в одномерном случае, в частности, аппроксимацию биномиального распределения пуассоновским) состоит в следующем. Компоненты $\mu_i(k)$ принимают с большей вероятностью значение 0 (числа λ_i в большинстве своем малы) и с малой вероятностью значение 1. Поэтому характеристическая

функция $f_i(t_1, \dots, t_4) = M \exp \left(V^{-1} \sum_{k=1}^4 t_k \mu_i(k) \right)$ близка к 1 и может быть приблизительно заменена величиной $\exp \{f_i(t_1, \dots, t_4) - 1\}$. В таком случае характеристическая функция для вектора $\{\mu(1), \dots, \mu(4)\}$,

равная произведению $\prod_{i=1}^N f_i(t_1, \dots, t_4)$, заменяется:

$$\begin{aligned} & \prod_{i=1}^N \exp \{f_i(t_1, \dots, t_4) - 1\} = \\ & = \exp \left\{ \sum_{i=1}^N (f_i(t_1, \dots, t_4) - 1) \right\} = \\ & = \exp \left\{ \sum_{i=1}^N p_i(1) e^{V^{-1}t_1} + p_i(2) e^{V^{-1}t_2} + p_i(3) e^{V^{-1}t_3} + \right. \\ & \quad \left. + p_i(4) e^{V^{-1}t_4} - p_i(1) - p_i(2) - p_i(3) - p_i(4) \right\}. \end{aligned}$$

Важно, что эта функция четырех переменных t_1, \dots, t_4 раскладывается в произведение четырех функций одного переменного

$$\exp \left\{ \sum_{i=1}^N p_i(1) (e^{V^{-1}t_1} - 1) \right\}.$$

Это произведение соответствует векторной случайной величине, компоненты которой независимы и распределены по закону Пуассона с параметром

$$\sum_{i=1}^N p_i(k).$$

Таким образом, можно приблизительно считать, что величины $\mu(1), \mu(2), \mu(3), \mu(4)$ независимы. К сожалению, степень точности изложенного приема для различно распределенных векторных составляемых не исследована.

Во всяком случае единственное отклонение, которое может иметь какую-то значимость, — это отклонение $\mu(2) = 10$ от $M_{\mu}(2) = 5,7$. Вероятность такого отклонения равна 0,065. Если же признать прием, изложенный выше, то на это отклонение надо смотреть как на самое сильное из четырех независимых (по компонентам вектора). В таком случае соответствующий уровень значимости есть $1 - (1 - 0,065)^4 \approx 0,25$, т. е. результат следует объявить незначимым. Нужно иметь в виду также, что все изложенные вычисления производились в предположении, что λ_i вычислены точно. Учитывая возможную здесь неточность, отклонения тем более следует считать незначимыми.

Суммируя изложенное, можно сказать, что эффект, указывающий на отклонение от предложенной статистической модели, сколько-нибудь достоверно не обнаруживается, так что можно быть уверенным, что для подавляющей части генераторов предложенный способ вычисления вероятности аварий достаточно точен. Это, разумеется, не исключает возможности существования небольших групп генераторов с резко большей или меньшей аварийностью. Ниже рассматривается отыскание таких групп.

3. При отыскании выделяющихся групп генераторов используется величина $v = \mu(1) + 2\mu(2) + 3\mu(3) + 4\mu(4)$ — суммарное количество аварий в группе. Эта величина имеет известное распределение

Пуассона с параметром $Mv = \sum_{k=1}^4 kM_{\mu}(k)$. Известно

([Л. 5], стр. 26), что если случайная величина ξ имеет непрерывную функцию распределения $F_{\xi}(x)$, то случайная величина $F_{\xi}(\xi)$ (равно как и случайная величина $1 - F_{\xi}(\xi)$) имеет равномерное распределение на отрезке $[0, 1]$, а случайная величина $[-2 \ln F_{\xi}(\xi)]$ (так же как и случайная величина $[-2 \ln (1 - F_{\xi}(\xi))]$) имеет распределение хи-квадрат с двумя степенями свободы.

К дискретной случайной величине v эта теорема неприменима, и мы пользуемся величиной $v + \eta$, где η — случайная величина, равномерно распределенная на отрезке $[0, 1]$, взятая из таблицы случайных чисел (этот прием представляет собой разновидность рандомизации). Функция распределения $F_{v+\eta}(x)$ случайной величины $v + \eta$ при целых $x = m$ равна $F_v(m)$, а в промежутках между целочисленными точками равна результату линейной интерполяции. В табл. 2 приводятся результаты вычислений для тех же групп генераторов, для которых составлена табл. 1. На

Таблица 1

Тип генератора	Количество машин, охваченных статистикой	Площадь изоляции одной машины в 100 м ² S	Число машин, имевших k аварий $\mu(k)$				Математическое ожидание $M \mu(k)$			
			k				k			
			1	2	3	4	1	2	3	4
Завод А										
ТВФ-200	2	3,30	1	0	0	0	0,023	0	0	0
ТВФ-100	17	1,85	3	1	0	0	0,37	0	0	0
ТВ-60-2	13	1,52	1	0	0	0	0,48	0	0	0
ТВ-50-2	17	1,52	0	0	0	0	2,06	0,15	0,01	0,01
T2-50-2	15	1,52	2	0	0	0	2,49	0,29	0,03	0
T4376/142	21	2,91	5	2	0	0	6,27	2,63	0,99	0,32
ТВ2-30-2	2	1,01	1	0	0	0	0,08	0	0	0
T2-25-2	37	1,01	5	0	0	0	6,27	0,79	0,08	0
T-25-2	8	1,01	2	2	1	0	1,94	0,32	0,04	0
T2270/98	7	1,10	1	2	0	1	1,85	0,40	0,07	0,01
T2-12-2	4	0,61	0	0	0	0	0,26	0,02	0	0
T2175/87	1	0,53	0	0	0	0	0,20	0,03	0	0
Всего по заводу	144	—	23	7	1	1	22,3	4,65	1,21	0,33
Завод Б										
ТВ-60-2	7	1,52	0	0	0	0	0,06	0	0	0
ТВС-30	9	1,01	1	0	0	0	0,13	0	0	0
ТВ2-30-2	1	1,01	0	0	0	0	0,03	0	0	0
Всего по заводу	17	—	1	0	0	0	0,22	0	0	0
Завод В										
ТВ-60-2	37	1,52	1	0	0	0	0,66	0,01	0	0
ТВ-50-2	26	1,52	0	0	0	0	1,52	0,07	0	0
ТВ2-30-2	17	1,01	1	0	0	0	0,99	0,03	0	0
T2-25-2	4	1,01	0	1	0	0	0,26	0,01	0	0
Всего по заводу	84	—	2	1	0	0	3,44	0,13	0	0
Завод Г										
ТГ1500/58,5	3	2,90	1	1	0	0	0,99	0,51	0,21	0,08
ТГ1500/62,5	2	2,90	1	1	0	0	0,72	0,24	0,11	0,03
ТВС-30	8	1,01	0	0	0	0	0,18	0	0	0
ТГ3000/31	2	1,01	1	0	0	0	0,43	0,06	0,01	0
ТГВ-25	16	1,01	1	0	0	0	1,13	0,05	0	0
T2-12-2	9	0,61	0	0	0	0	0,16	0	0	0
Всего по заводу	40	—	3	2	0	0	3,61	0,87	0,33	0,11
Сумма по всем заводам	285	—	27	10	1	1	29,6	5,7	1,5	0,44

более высокую аварийность указывает близкое к нулю значение $1 - F_{v+\eta}(v+\eta)$, соответственно большее значение $-2 \ln[1 - F_{v+\eta}(v+\eta)]$.

При помощи табл. 2 можно составить другой критерий однородности совокупности, который в отличие от ранее использованного будет чувствителен к особенностям отдельных небольших групп. Этот критерий основан на том, что сумма любых элементов последнего столбца имеет распределение хи-квадрат, число степеней свободы которого равно удвоенному числу слагаемых. Составляя эту сумму по заводу А, получаем 65,6 при 24 степенях свободы, что высоко значимо. Сумма по остальным заводам дает 35,4 при 26 степенях свободы, что не достигает 10%-ного уровня значимости. Таким образом, если бы мы утверждали, что пуассоновский параметр вычисляется нами точно, то следовало бы отвергнуть гипотезу об однородности нашей совокупности.

Имея представление о возможной неточности вычисления параметра, необходимо выяснить, чем объясняется результат — неоднородностью совокупности или ошибкой при вычислении параметра.

Числа, стоящие в предпоследнем столбце табл. 2, должны быть распределены равномерно на отрезке $[0, 1]$. Наибольшее из 25 таких чисел имеет функцию распределения x^{25} , $0 \leq x \leq 1$ и 10%-ному уровню значимости отвечает корень уравнения $x^{25} = 0,90$, т. е. $x \approx 0,995$. Этой границы ни одно из чисел $F_{v+\eta}(v+\eta)$ не достигает.

Следовательно, нет оснований думать, что какая-то из групп генераторов имеет аварийность меньшую, чем средняя. Правда, генераторы ТВ-50-2 вовсе не имеют аварий, но даже при объединении этих генераторов, выпущенных заводами А и В, значение пуассоновского параметра получается равным 4,1; вероятность отсутствия аварий при этом равна 0,017, но при 24 группах в одной из них собитие с такой вероятностью вполне может произойти.

Рассмотрим группы генераторов с большей аварийностью.

а) Группа ТВФ-100 завода А. Для этой группы параметр λ равен 0,37, причем он подсчитан по вполне надежно определенному участку кривой

Таблица 2

Тип генератора	Число ава-рий ν	Параметр числа ава-рий $M\eta$	Сумма $\nu + \eta$	$1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta)$	$-2\ln(1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta))$
Завод А					
ТВФ-200	1	0,023	1,22	0,017	8,16
ТВФ-100	5	0,37	5,06	0,000045	20,10
ТВ-60-2	1	0,48	1,25	0,29	2,50
ТВ-50-2	0	2,4	0,82	0,92	0,18
T2-50-2	2	3,2	2,98	0,62	0,96
T4376/142	9	16	9,7	0,96	0,092
ТВ2-30-2	1	0,08	1,71	0,021	7,76
T2-25-2	5	7,9	5,49	0,85	0,32
T-25-2	9	2,7	9,31	0,0015	13,00
T2270/98	9	2,9	9,03	0,0030	11,70
T2-12-2	0	0,6	0,17	0,90	0,24
T2175/87	0	0,7	0,52	0,75	0,60
Всего	42	36,4	—	—	65,6
Завод Б					
ТВ-60-2	0	0,06	0,60	0,44	1,66
ТВС-30	1	0,13	0,51	0,56	1,15
ТВ2-30-2	0	0,03	0,24	0,76	0,55
Всего	1	0,22	—	—	3,36
Завод В					
ТВ-60-2	1	0,7	1,91	0,20	3,22
ТВ-50-2	0	1,7	0,22	0,95	0,092
ТВ2-30-2	1	1,05	1,55	0,44	1,66
T2-25-2	2	0,3	2,98	0,004	11,10
Всего	4	3,7	—	—	16,1
Завод Г					
ТГ1500/58,5	3	2,9	3,85	0,37	2,09
ТГ1500/62,5	3	1,7	3,95	0,10	4,62
ТВС-30	0	0,18	0,92	0,24	2,86
ТГ3000/31	0	0,7	0,33	0,83	0,37
ТГВ-25	1	1,26	1,17	0,63	3,22
T2-12-2	0	0,16	0,87	0,25	2,77
Всего	7	6,8	—	—	15,9

$p_2(t)$ (для t не более $2 \cdot 10^4$ ч). Единственное возражение против этого значения λ заключается в том, что существует мнение, что в начале эксплуатации аварийность особенно высока. Поскольку для генераторов группы ТВФ-100 времена работы малы, а при определении λ_i для этих генераторов мы считали их пропорциональными времени работы T_i , то это может привести к преуменьшению λ_i . Однако если времена работы округлить с избытком до числа, кратного 10^4 ч, то это приведет лишь к увеличению $\sum \lambda_i$ с 0,37 до 0,47 и число 0,000045 заменится числом 0,00014, в то время как 1%-ная критическая область для этого числа (минимума из 25 независимых случайных величин) есть $x \leq 0,0004$. Таким образом, нет сомнений в том, что генераторы ТВФ-100 имеют более высокую аварийность, чем средняя по группе всех турбогенераторов.

б) Группа генераторов T2-25-2 завода В имеет значение $1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta) = 0,004$. Поскольку те же генераторы завода А не отличаются высокой аварийностью и к тому же для генераторов завода В значение $\eta = 0,98$, взятое из таблицы случайных чисел, случайно оказалось необычно большим, это значение $1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta)$ можно, очевидно, считать незначимым.

в) Генераторы группы T-25-2 и T2270/98 завода А имеют высокую повреждаемость. Однако эти

группы состоят из старых машин, и для определения пуассоновского параметра приходится использовать весьма неточно определенную часть кривой $p_2(t)$. Для этого чтобы утверждать, что эти машины имеют значимо более высокую повреждаемость, необходимо выяснить, как изменится значение параметра, если, например, вместо кривой $p_2(t)$ воспользоваться кривой $p_3(t)$. Эта замена приводит к тому, что для обеих групп параметр становится равным 3,3, а значение $1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta)$ несколько менее 0,007. Вероятность того, что из 24 независимых случайных величин (поскольку группа генераторов ТВФ-100 отброшена), равномерно распределенных на отрезке $[0, 1]$, две окажутся менее 0,007 равна:

$$C_{24}^2 (0,007)^2 (1 - 0,007)^{22} \approx 0,011,$$

так что гипотезу о случайности более высокой аварийности следует отвергнуть.

Таким образом, изоляция обмоток статоров группы машин ТВФ-100, T-25-2 и T2270/98 имеет значимо более высокую, чем средняя, аварийность.

Интересно также применить критерий Колмогорова и Реньи для проверки равномерности распределения чисел $1 - F_{\nu+\eta}(\nu+\eta)$. Эмпирическая функция распределения может быть построена по данным табл. 2. Разность между эмпирической и теоретической функциями здесь не достигает значимой величины. Критерий Реньи [Л. 5], конечно, отбрасывает гипотезу о равномерном распределении. Если же отбросить три числа, отвечающих выделенным группам, то эмпирическая функция распределения станет очень похожей на типичную эмпирическую функцию равномерного закона.

Нужно отметить также, что при сравнении общего количества аварий по генераторам отдельных заводов с его математическим ожиданием можно заметить, что отклонения получаются незначимыми. Это означает, что качество изоляции отдельных заводов практически одинаково.

Остановимся на вопросах, связанных с отбрашиванием резко выделяющихся групп.

Первый вопрос заключается в том, как проверить однородность совокупности генераторов, оставшейся после исключения этих трех групп. Второй вопрос — не следует ли после исключения этих групп вновь вычислить кривую $p_2(t)$ для оставшейся совокупности.

Для проверки однородности можно было бы составить сумму чисел последнего столбца и сравнить ее с распределением хи-квадрат. Однако можно думать, что отброшенные группы генераторов оказались резко выделяющимися за счет совместного действия двух причин: 1) за счет того, что в силу чистой случайности на них оказалось больше аварий и 2) за счет детерминированного возрастания аварийности, быть может, в умеренных размерах. В таком случае на сумму после отбрашивания надо смотреть не как на величину, имеющую распределение хи-квадрат с 44 степенями свободы, но как на результат уменьшения величины с 50 степенями свободы на три слагаемых, возможных, самых больших. То же рассуждение показы-

вает, что вычисление кривой $p_2(t)$ по оставшейся совокупности должно занижать фактическую аварийность.

Статистический прием для проверки однородности совокупности, оставшейся после выбрасывания выделяющихся групп, основан на следующей идее (указанной авторам Л. Н. Большевым). Пусть $x_{(1)} < x_{(2)} < \dots < x_{(n)}$ — вариационный ряд, построенный по выборке из равномерного распределения на отрезке $[0, 1]$. В таком случае при известном $x_{(1)}$ числа $x_{(2)}, \dots, x_{(n)}$ имеют такое же распределение, как члены вариационного ряда, построенного по выборке из равномерного распределения на отрезке $[x_{(1)}, 1]$. Заметим, что на значение величины $1 - F_{v+\eta}(v+\eta)$, отвечающем группе Т2-25-2 завода В и равном 0,004, мы смотрим (это обсуждалось выше) как на чисто случайно оказавшееся столь малым, т. е. как на член выборки из равномерного распределения на отрезке $[0, 1]$. Следовательно, значения $1 - F_{v+\eta}(v+\eta)$, которые остаются после исключения групп ТВФ-100, Т-25-2, Т2270/98 завода А и группы Т2-25-2 завода В (всего 21 число), должны представлять собой выборку из равномерного распределения на отрезке $[0, 004; 1]$. Преобразуя их по формуле $x \rightarrow 1,004[x - 0,004]$, мы должны получить выборку из равномерного распределения на отрезке $[0, 1]$. Проверка равномерности полученного распределения тем же приемом, что и выше, дает значение хи-квадрат, равное примерно 46 при 42 степенях свободы, т. е. не вызывающий сомнений в равномерности распределения результат.

В заключение рассмотрим вопрос о периоде приработки генераторов, поставив его чисто статистически: верно ли, что кривая интенсивности отказов в самом начале срока службы имеет большие значения, чем через некоторое время после начала работы? При нулевой гипотезе, состоящей в том, что, как это изображено на рис., интенсивность отказов практически постоянна в первые $5 \cdot 10^4$ — $6 \cdot 10^4$ ч работы, справедливо следующее утверждение. Пусть нам известно, что некоторый генератор работал, например, не менее $2 \cdot 10^4$ ч и имел в течение этого промежутка времени аварию; тогда момент аварии есть случайная величина, равномерно распределенная в интервале $0 - 2 \cdot 10^4$ ч. Проверка нулевой гипотезы вновь сводится, следовательно, к проверке равномерности распределения. Фактически по машинам напряжением 6,3 и 10,5 кВ имеется всего 8, удовлетворяющих указанным условиям. Моменты аварий для этих машин следующие (в 10^3 ч): 5, 19, 7, 4, 6, 7, 5, 15. Проверка значимости изложенным методом статистически значимого результата не дает, но все же заметно преобладание меньших значений моментов аварий. По-видимому, правильнее всего интерпретировать этот результат, сказав, что для части машин имеется период приработки, который, вероятно, меньше чем 10^4 ч. Использование полученной в настоящей ра-

боте кривой интенсивности отказов в ее начальном участке требует, следовательно, определенной осторожности.

Выводы. 1. Совокупность 10,5 кВ турбогенераторов в общем близка к статистически однородной в смысле аварийности изоляции. Распределение аварий по машинам близко к такому, которое было бы при чистой случайности.

2. Статистическая модель, в которой вероятность аварии изоляции считается зависящей лишь от площади изоляции и возраста машины, дает согласующиеся с действительностью результаты для указанных в п. 1 турбогенераторов при расчете ожидаемого количества машин с одной, двумя и более авариями (при определении параметров этой модели данные о распределении аварий по машинам не были использованы).

Это не означает, что ряд других факторов не влияет на аварийность изоляции, а свидетельствует лишь о том, что существующими правилами производства и эксплуатации эти факторы удерживаются в достаточно узких пределах.

Об этом же свидетельствует и тот факт, что аварийность машин, выпущенных разными заводами, насколько можно судить, практически одинакова.

3. Нахождение оценки по кривой интенсивности отказов (т. е. аварий изоляции) позволяет довольно объективно в некоторых случаях решать вопрос, является ли аварийность данной небольшой группы генераторов более высокой или более низкой, чем для всей совокупности.

При наличии таких отклонений проводится дополнительный технический и статистический анализ влияния на повреждаемость изоляции других (кроме ее площади и срока работы) факторов (условия работы, особенности технологии и т. д.).

4. Результаты статистического анализа повреждений изоляции, приведенные в [Л. 3], и в настоящей статье позволяют предварительно оценивать необходимые резервы запасных стержней и лимиты на ремонтные работы в среднем для группы машин. Однако для решения вопроса об отдельных машинах и, в частности, о необходимости их полной или частичной перемотки необходимо рассмотрение конкретных технических данных о их работе.

Литература

1. Кулаковский В. Б., Профилактические испытания изоляции крупных электрических машин, Госэнергоиздат, 1961.
2. Хвальковский А. В., Вопросы надежности изоляции статорных обмоток генераторов, изд-во «Энергия», 1966.
3. Белова Л. А., Мамиконянц Л. Г. и Тутубалин В. Н., Вероятность аварийного пробоя изоляции обмоток статоров турбогенераторов в зависимости от длительности их работы, «Электричество», 1965, № 4.
4. Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К. и Соловьев А. Д., Математические методы в теории надежности, изд-во «Наука», 1965.
5. Янко Я., Математико-статистические таблицы, Госстатиздат, 1961.

[13.2.1967]



Технико-экономическая эффективность использования синхронных электродвигателей для компенсации реактивной мощности ¹

Канд. техн. наук, доц. **К. П. ЖАДИН** и инж. **Е. Н. ПРИКЛОНСКИЙ**

Московский инженерно-экономический институт им. Серго Орджоникидзе

Еще в 1935 г. в [Л. 1] была доказана высокая экономичность изготовления синхронных двигателей с опережающими номинальными коэффициентами мощности. Однако вопрос об использовании уже находящихся в эксплуатации синхронных машин не был решен в дальнейшем до конца. Он рассматривался главным образом с точки зрения обеспечения минимума потерь активной мощности [Л. 2]. Также остались без достаточного внимания вопросы сопоставления качества реактивной мощности, вырабатываемой косинусными конденсаторами и синхронными двигателями. Предлагались пути экономии электроэнергии на возбуждении машин, рекомендовалась в качестве целесообразных режимов работа синхронных двигателей с $\cos \varphi_n = 1$ при одновременном применении косинусных конденсаторов. Полагалось, что косинусные конденсаторы дают наилучшие результаты.

Развивая эту линию технической политики, промышленность стала выпускать синхронные двигатели с коэффициентом мощности $\cos \varphi_n = 0,9$ вместо ранее выпускаемых с $\cos \varphi_n = 0,8$.

В настоящей статье сделана попытка дальнейшего анализа этого вопроса.

Для выявления экономического использования опережающей мощности у синхронных двигателей, находящихся в эксплуатации, допустимо использование упрощенных векторных диаграмм [Л. 3]. При этом представляет практическую ценность исключение из формул синхронного реактивного сопротивления машины x_d и замена его кратностью максимального момента M_{\max}/M_n , так как первая величина обычно в каталогах на двигатели отсутствует, а вторая почти во всех случаях приводится.

Исходя из этого, рассмотрим треугольник мощностей упрощенной круговой диаграммы (рис. 1). Значения мощностей с индексом «н» соответствуют нормальным условиям работы. Значения без индекса — работе с неполной нагрузкой β и неполным возбуждением машины k_v .

Мощность $S_{кд}$, потребляемая двигателем из сети при отсутствии возбуждения, не зависит от загрузки и ее величина постоянна.

Мощность короткого замыкания на зажимах двигателя изменяется пропорционально току возбуждения I_B . Пользуясь прямоугольным треугольником мощностей $ОБС_n$ (рис. 1), построенным для нормальной работы двигателя, можно определить мощности $S_{нсн}$ и $S_{кд}$ по данным его активных нагрузок и по току возбуждения:

$$S_{ксн}^2 = P_{1н}^2 + (Q_{1н} + S_{кд})^2, \quad (1)$$

где $P_{1н}$ — активная мощность, потребляемая из сети с учетом к. п. д. двигателя.

При заданном неизменном номинальном возбуждении величина мощности $S_{ксн}$ постоянна. Следовательно, при изменении режима по активной нагрузке двигателя конец вектора S скользит по окружности, описанной радиусом $S_{ксн}$ из точки O . Из круговой диаграммы (рис. 1) видно, что предельный или опрокидывающий момент наступает тогда, когда точка C переместится в точку C_M . В этот момент из сети потребляется максимальная активная мощность $P_{1\max}$.

Пренебрегая различными к. п. д. при нормальной и максимальной нагрузках, имеем:

$$\frac{M_{\max}}{M_n} = \frac{P_{1\max}}{P_{1н}} = M_{0*} = \frac{S_{ксн}}{P_{1н}}, \quad (2)$$

отсюда

$$S_{ксн} = M_{0*} P_{1н}. \quad (3)$$

Отметим, что

$$Q_{1н} = P_{1н} \operatorname{tg} \varphi_n. \quad (4)$$

Следовательно, (1), (3) и (4) дают коэффициент, характеризующий расположение точек O и A :

$$\gamma = 0. \text{ к. з. } \cos \varphi_n = \frac{S_{кд}}{P_{1н}} = \sqrt{M_{0*}^2 - 1} - \operatorname{tg} \varphi_n. \quad (5)$$

Из аналогичного прямоугольного треугольника мощностей $ОСВ$ (рис. 1) получим исходное уравнение мощностей при изменении загрузки и возбуждения двигателя:

$$S_{кв}^2 = P_1^2 + (Q_1 + S_{кд})^2. \quad (6)$$

Тогда на основании (3) и (6) определим кратность квадратичных токов возбуждения в зависимости от загрузки и отдаваемой двигателем в сеть реактивной мощности:

$$k_v^2 = \left(\frac{S_{кв}}{S_{ксн}}\right)^2 = \left(\frac{I_B}{I_{Bн}}\right)^2 = \frac{\beta^2 P_{1н}^2 + (Q_1 + \gamma P_{1н})^2}{M_{0*}^2 P_{1н}^2}. \quad (7)$$

Потери мощности в роторе синхронного двигателя при произвольной нагрузке β и возбуждении I_B изме-

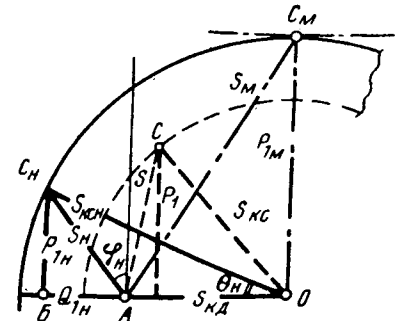


Рис. 1. Круговая диаграмма синхронного двигателя.

¹ В порядке обсуждения.

няются пропорционально соотношению этих квадратичных токов:

$$\Delta P_p = \Delta P_{p.n} \left[\frac{\beta^2 P_{1n}^2 + (Q_1 + P_{1n}\gamma)^2}{M_{0*}^2 P_{1n}^2} \right], \quad (8)$$

где $\Delta P_{p.n}$ — потери на возбуждении при нормальных условиях работы машины.

Зависимые потери в роторной обмотке синхронного двигателя

$$\Delta P'_p = \Delta P_{p.n} \left(\frac{Q_1^2 + 2Q_1 P_{1n}\gamma}{M_{0*}^2 P_{1n}^2} \right). \quad (9)$$

Потери мощности в статорной обмотке также изменяются пропорционально соотношению квадратичных токов в статоре I или мощностей S :

$$\Delta P_c = \Delta P_{c.n} \left(\frac{S}{S_n} \right)^2 = \Delta P_{c.n} \left(\frac{\beta^2 P_{1n}^2 + Q_1^2}{S_n^2} \right). \quad (10)$$

Зависимые потери в статорной обмотке

$$\Delta P'_c = \Delta P_{c.n} \left(\frac{Q_1^2}{S_n^2} \right). \quad (11)$$

Суммарные затраты на потери в синхронном двигателе $\Sigma Z'_d$, зависящие от искомой величины выдаваемой им реактивной мощности при числе часов работы машины в году T для группы, состоящей из n однотипных машин, из которых только m рабочих, и при стоимости электрической энергии σ будут:

$$\Sigma Z'_d = \sigma T m (\Delta P'_p + \Delta P'_c). \quad (12)$$

В данном случае величина $(\Delta P'_p + \Delta P'_c)$ соответствует $(A+B)$ в работе [Л. 3].

Получаемая от синхронных двигателей опережающая мощность обеспечивает соответствующее снижение затрат на косинусные конденсаторы. Во всех случаях использование синхронных двигателей для компенсации должно производиться с экономической эффективностью, не меньшей, чем это дается косинусными конденсаторами, устанавливаемыми при двигателе.

Следовательно, дополнительные затраты на потери электроэнергии в двигателе необходимо сопоставить с аналогичными затратами на косинусные конденсаторы той же мощности $Q_1 n$. Эти затраты

$$\Sigma Z'_k = k'_k Q_1 n, \quad (13)$$

где k'_k — зависимая часть удельных затрат, приходящихся на 1 квар установленной мощности конденсаторов, руб/год.

Определим суммарные затраты на электрическую установку в целом:

$$\Sigma Z' = \Sigma Z'_d - \Sigma Z'_k. \quad (14)$$

Введем относительные величины потерь в статорной и роторной обмотках синхронного двигателя:

$$\Delta P_{c*} = \frac{\Delta P_{c.n}}{P_{1n}}; \quad (15)$$

$$\Delta P_{p*} = \frac{\Delta P_{p.n}}{P_{1n}}. \quad (16)$$

Одновременно выразим величины реактивной Q_1 и полной S_n мощностей через активную мощность P_{1n} , коэффициент мощности и коэффициент загрузки:

$$Q_1 = \beta P_{1n} \operatorname{tg} \varphi; \quad (17)$$

$$S_n = \frac{P_{1n}}{\cos \varphi_n}. \quad (18)$$

Тогда удельные затраты на 1 кВт потребляемой двигателем мощности окажутся равными:

$$\frac{\Sigma Z'}{P_{1n} n} = \sigma T \frac{m}{n} \left(\frac{\Delta P_{p*}}{M_{0*}^2} + \Delta P_{c*} \cos^2 \varphi_n \right) \beta^2 \operatorname{tg}^2 \varphi + \left(\sigma T \frac{m}{n} 2\gamma \frac{\Delta P_{p*}}{M_{0*}^2} - k'_k \right) \beta \operatorname{tg} \varphi. \quad (19)$$

Оценим величины, входящие в (19). Стоимость электроэнергии потерь σ зависит от числа часов использования максимума нагрузки T . При этом с ростом T величина σ уменьшается за счет более полного использования капитальных вложений энергосистемы. Исходя из этого, оценку стоимости электроэнергии потерь проведем не за $\text{квт} \cdot \text{ч}$, а за $\text{квт} \cdot \text{год}$. Тогда величина стоимости окажется более постоянной. Следует обратить внимание и на то, что стоимость электроэнергии при технико-экономическом сравнении вариантов не может оцениваться по фактическому тарифу.

Принимаем за основу способ оценки стоимости электрической энергии, рекомендуемый П. Г. Грудинским и И. А. Сыромятниковым.

Для произведения σT получим величину от 15 до 50 руб/квт·год в зависимости от района территории СССР.

Отсюда средняя величина оценки электроэнергии

$$\sigma T = 32,5 \text{ руб/квт} \cdot \text{год}.$$

Отношение числа рабочих электродвигателей m к числу всех машин однотипной группы n (т. е. с учетом наличия резервных электродвигателей) может колебаться в пределах от 0,5 до 1,0.

В первом случае каждый рабочий агрегат имеет свою резервную единицу, обеспечивая максимальную степень резерва. Во втором случае этот резерв отсутствует. Следовательно, среднее соотношение $m/n = 0,75$.

Величина потерь мощности в роторной обмотке, отнесенная к полной потребляемой мощности, равна:

$$\Delta P_{p*} = \frac{\Delta P_{p.n}}{P_n} \eta, \quad (20)$$

где P_n — мощность двигателя на валу; η — к. п. д. двигателя.

Анализ показывает, что мощность, расходуемая на возбуждение синхронных двигателей, колеблется от 0,5 до 4%.

Средняя величина потерь мощности в обмотке возбуждения может быть принята равной 2%, а среднее значение опрокидывающего момента — 2.

Потери мощности в статорной обмотке синхронного двигателя обычно несколько больше, чем

в роторной, и составляют 105—185%. В среднем допустимо принимать:

$$\Delta P_{с*} = 1,45 \Delta P_{р*}. \quad (21)$$

Номинальный коэффициент мощности синхронных двигателей $\cos \varphi_n = 0,9 \div 0,8$.

Коэффициент γ определяется по (5). Когда $M_{о*} = 1,4 \div 2,5$ и $\cos \varphi_n = 0,8 \div 0,9$, то в среднем $\gamma \approx 1,2$.

Оценка зависимой от мощности части затрат на косинусные конденсаторы k'_k определяется по «Основным методическим положениям технико-экономических расчетов в энергетике» [Л. 4] и по «Укрупненным показателям стоимости» установки косинусных конденсаторов в электрических сетях напряжением 6 кв [Л. 5]. При этом удельные капитальные вложения на 1 квар косинусных конденсаторов приняты равными 6 руб.; потери мощности в конденсаторах 0,4%, годовые амортизационные отчисления 10%, нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений 12,5%. Итоги расчетов следующие: годовые расходы на 1 квар установленной мощности косинусных конденсаторов 6 кв составляют 1,6 руб/год (расчетные отчисления 1,35 руб/год, расходы на потери 0,13 руб/год, обслуживание 0,12 руб/год).

Коэффициент загрузки синхронных двигателей в каждом конкретном случае имеет разную величину. Однако с уменьшением загрузки двигателей быстро растет целесообразность их использования для компенсации, поэтому в последующих расчетах рассматривается наихудший случай, когда $\beta = 1$.

Изменение удельных затрат $\Sigma Z'/P_{ин} n$ в зависимости от $\cos \varphi$, вычисленное по (19) для средних данных, показано на рис. 2.

Как видно из этого рисунка, синхронные двигатели могут давать компенсирующую реактивную мощность по сниженной стоимости по сравнению с косинусными конденсаторами. Это снижение стоимости обеспечивается в относительно широкой зоне коэффициентов мощности.

Одинаковая экономическая эффективность синхронных двигателей со статическими конденсаторами обеспечивается как при коэффициентах мощности $\cos \varphi_n$, так и при $\cos \varphi = 1$. В промежутке между этими значениями коэффициента мощности находятся экономичные условия, соответствующие $\cos \varphi$. При этом затраты снижаются в пределах 0,2—1,5 руб. па каждый киловатт потребляемой двигателями мощности. У синхронных двигателей увеличение возбуждения сверх номинального недопустимо по условиям нагрева ротора. Поэтому практически имеет место недоиспользование их для компенсации.

Полное использование синхронных двигателей для компенсации желательно по техническим соображениям. Дело в том, что качество выдаваемой синхронными двигателями опережающей мощности значительно выше, чем качество мощности, выдаваемой косинусными конденсаторами. Известно, что потребность в опережающей реактивной мощности электрических сетей сильно растет с уменьшением напряжения. При этом реактивный ток, выдаваемый косинусными конденсаторами,

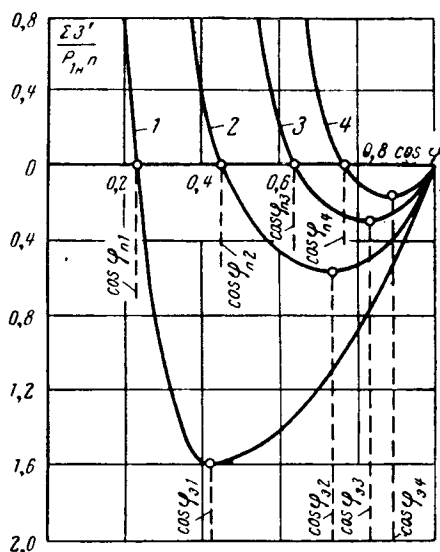


Рис. 2. Изменение удельных затрат на электроустановку в зависимости от $\cos \varphi$ синхронного двигателя.
1 — $\Delta P_{р*} = 1\%$; 2 — $\Delta P_{р*} = 2\%$; 3 — $\Delta P_{р*} = 3\%$;
4 — $\Delta P_{р*} = 4\%$.

уменьшается пропорционально снижению напряжения в сети, в результате чего система попадает в неблагоприятный режим, называемый «лавиной спада напряжения».

Синхронные двигатели в этом отношении более благоприятны. При кратковременном резком спаде напряжения в сверхпереходные и переходные периоды они увеличивают выдаваемый в сеть реактивный ток.

В дальнейшем дополнительная релейная форсировка возбуждения также увеличивает опережающие токи. Учитывая эти благоприятные свойства синхронных двигателей, их можно использовать в качестве средств компенсации. Кроме того, синхронные двигатели допускают более удобные и экономичные способы ручной и автоматической регулировки величины реактивной мощности, выдаваемой в сеть.

К тому же при использовании синхронных двигателей для компенсации реактивной мощности отпадают дополнительные затраты на коммутирующую и разрядную аппаратуру, необходимую для присоединения конденсаторов к сети. Наконец, отпадает опасность резонансных явлений, возможных при полной компенсации статическими конденсаторами. Эти высокие технические качества синхронных двигателей, с нашей точки зрения, вполне оправдывают даже дополнительные затраты.

Работа синхронных двигателей желательна с коэффициентом мощности, находящемся в пределах $\cos \varphi_n - \cos \varphi$. Следует отметить, что зона, лежащая в пределах от $\cos \varphi_n$ до $\cos \varphi = 1$, менее благоприятна.

Допускаемое значение коэффициента мощности определяется простым условием равенства между зависимыми затратами на потери энергии в синхронных двигателях и соответствующими полными затратами на косинусные конденсаторы:

$$\Sigma Z'_{д} = \Sigma Z'_{к}. \quad (22)$$

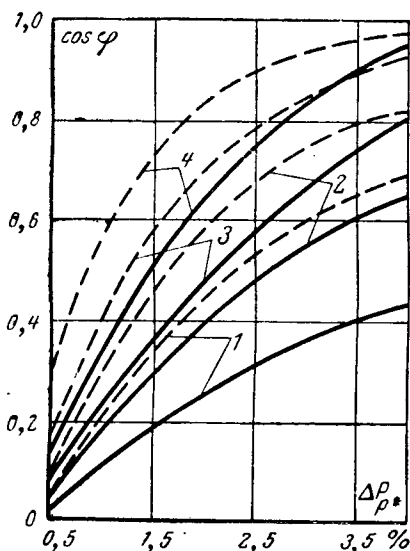


Рис. 3. Значение допустимых и экономических коэффициентов мощности синхронных электродвигателей при стоимости энергии.

1 — $\sigma T = 15$ руб/квт · год;
2 — $\sigma T = 25$ руб/квт · год;
3 — $\sigma T = 35$ руб/квт · год;
4 — $\sigma T = 50$ руб/квт · год.

Следовательно,

$$\operatorname{tg} \varphi_{\text{н}} = \frac{\frac{k'_{\text{кн}} n}{\sigma T m} - \frac{2\gamma \Delta P_{\text{р*}}}{M_{0*}^2}}{\beta \left(\Delta P_{\text{с*}} \cos^2 \varphi_{\text{н}} + \frac{\Delta P_{\text{р*}}}{M_{0*}^2} \right)} \quad (23)$$

Чтобы найти коэффициент мощности, обеспечивающий минимум затрат $\cos \varphi_{\text{э}}$, необходимо исследовать (14) на экстремум:

$$\operatorname{tg} \varphi_{\text{э}} = \frac{\frac{k'_{\text{кн}} n}{2\sigma T m} - \frac{\gamma \Delta P_{\text{р*}}}{M_{0*}^2}}{\beta \left(\Delta P_{\text{с*}} \cos^2 \varphi_{\text{н}} + \frac{\Delta P_{\text{р*}}}{M_{0*}^2} \right)} \quad (24)$$

Сопоставляя (24) и (25), видим, что

$$\operatorname{tg} \varphi_{\text{н}} = 2 \operatorname{tg} \varphi_{\text{э}} \quad (25)$$

На рис. 3 предельные коэффициенты мощности показаны пунктиром, а экономически целесообразные — сплошной линией. Работа синхронных двигателей при условии их полной загрузки с этими коэффициентами мощности обеспечивает нормальную или максимальную экономичность компенсации реактивной мощности в энергосистеме.

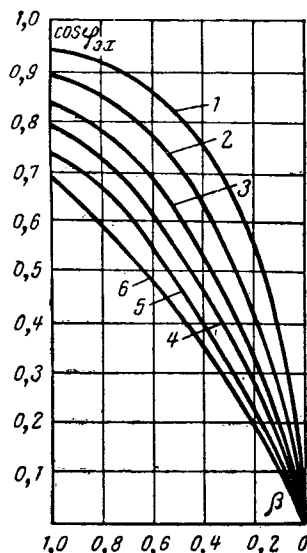
К сожалению, условия нагрева роторной обмотки не всегда допускают экономичное использование синхронных двигателей из-за высокого номинального коэффициента мощности, который для всех синхронных двигателей в настоящее время составляет 0,9.

Видимо, вопрос о создании машин с различными экономически целесообразными коэффициентами мощности представляет интерес и заслуживает специального обслуживания.

На это указывают также определенные перерасходы средств от недоиспользования больших экономических возможностей при одновременном значительном ухудшении технических качеств электроустановок.

Рис. 4. Влияние загрузки синхронного двигателя на экономически целесообразный коэффициент мощности при полной загрузке.

1 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,95$; 2 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,90$;
3 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,85$; 4 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,80$;
5 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,75$; 6 — $\cos \varphi_{\text{э}} = 0,70$.



Предельные и экономически целесообразные коэффициенты мощности конкретных типов машин, выпускаемых нашей промышленностью, подсчитанные по формулам (24) и (25) для средних условий при $m/n = 0,75$; $\sigma T = 32,5$ и $\beta = 1$, приведены в табл. 1.

Эти данные наряду с данными о предельных и экономически целесообразных коэффициентах мощности синхронных двигателей [Л. 1] показывают, что нужно ориентироваться на различные коэффициенты мощности в зависимости от экономической эффективности их использования для компенсации.

Еще большая экономическая эффективность компенсации реактивной мощности при помощи синхронных двигателей появляется при недогрузке машин. На основании (23)

$$\operatorname{tg} \varphi_{\text{эx}} = \frac{\operatorname{tg} \varphi_{\text{э}}}{\beta}, \quad (26)$$

где $\operatorname{tg} \varphi_{\text{эx}}$, $\cos \varphi_{\text{эx}}$ — экономический тангенс и коэффициент мощности при загрузке β ; $\operatorname{tg} \varphi_{\text{э}}$, $\cos \varphi_{\text{э}}$ — экономический тангенс и коэффициент мощности при загрузке $\beta = 1$.

Предельные и экономически целесообразные коэффициенты мощности для установленных синхронных двигателей, выпускаемых промышленностью СССР *

Скорость вращения, об/мин	Мощность, квт	Тип двигателя	$\cos \varphi_{\text{н}}$	$\cos \varphi_{\text{э}}$
1 000	360	СД-12-46-6А	0,34	0,60
	6 300	СДН-16-104-6	0,11	0,23
600	350	СД-13-42-10А	0,40	0,66
	10 000	СДН-18-91-10	0,13	0,25
375	320	ДС-320-375	0,50	0,72
	4 000	СДН-18-61-16	0,20	0,39
250	320	СДН-16-21-24	0,75	0,91
	4 000	СДН-19-54-24	0,27	0,47
187	320	СДН-17-19-32	0,77	0,92
	1 250	СДН-18-44-32	0,43	0,71
150	320	СДН-18-14-40	0,85	0,95
	1 220	СДН-2105-40	0,45	0,73
100	800	СДН-19-31-60	0,70	0,89
	2 500	СДН-20-49-60	0,43	0,69

Результаты расчетов по (26) приведены на рис. 4, из которого следует, что по мере недогрузки двигателей быстро растет экономическая целесообразность использования их для выработки реактивной мощности.

Выводы. 1. Для правильного решения вопроса об использовании ранее установленных синхронных

двигателей, компенсирующих реактивную мощность, необходимо дополнительно учитывать:

а) уже сделанные капитальные вложения в синхронные двигатели и неизбежность дополнительных вложений в косинусные конденсаторы, если двигатели недоиспользуются;

б) различия в сроках амортизации косинусных конденсаторов и синхронных двигателей. При этом сроки амортизации косинусных конденсаторов относительно малы;

в) дополнительные затраты на обслуживание конденсационных установок;

г) недопустимость оценки стоимости электроэнергии потерь по тарифной цене. Тариф условно распределяет все затраты пропорционально $1 \text{ квт} \cdot \text{ч}$ выработанной энергии. Между тем большая часть затрат энергосистем постоянна и не зависит от роста потребляемой энергии. Оценка энергии потерь должна вестись по удельной расчетной величине зависимой части от роста энергии;

д) ориентировку на предельную степень использования синхронных двигателей, при которой эффективность затрат на компенсацию не ниже, чем при использовании косинусных конденсаторов. Она оказывается в 2 раза выше экономической;

е) технические качества реактивной мощности, даваемой синхронными двигателями и косинусными конденсаторами.

2. Исследования, приведенные в статье, показывают, что все синхронные двигатели должны

полностью использоваться для компенсации реактивной мощности, если в этом нуждается энергосистема. Проблема определения конкретного наилучшего режима возбуждения отпадает. При этом должны учитываться лишь технические требования по предельному нагреву частей машины, регулированию напряжения и балансу реактивной мощности.

3. Необходимы дальнейшие исследования вопроса об определении экономически целесообразного и предельного коэффициентов мощности вновь изготавливаемых синхронных двигателей для выбора величины номинального $\cos \varphi_n$.

Видимо, целесообразно в разной степени использовать синхронные двигатели для компенсации в зависимости от экономической эффективности выполнения этих функций различными двигателями [Л. 1].

Литература

1. Приклонский Е. Н., Пределы использования синхронных электродвигателей для компенсации сдвига фаз, «Вестник электропромышленности», 1935, № 1.
2. Литвак Л. В., Повышение коэффициента мощности на промышленных предприятиях, Госэнергоиздат, 1957.
3. Сыромятников И. А., Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей, Госэнергоиздат, 1963.
4. Основные методические положения технико-экономических расчетов в энергетике, «Электричество», 1959, № 10.
5. Федоров А. А., Справочник энергетика промышленных предприятий, т. 1 (Электроснабжение), Госэнергоиздат, 1963.

[5.9.1966]



УДК 621.3.01

Топологические методы в электромеханике

Канд. техн. наук Н. Ф. ИЛЬИНСКИЙ и канд. техн. наук В. К. ЦАЦЕНКИН

Московский энергетический институт

Использование топологических методов при анализе задач, возникающих в различных областях техники и экономики, позволяет в ряде случаев получить эффективное решение. Так, например, теория графов может быть использована при анализе сложных и разветвленных электрических цепей, в сетевом планировании, при решении транспортных задач и т. д. Теория графов может быть также с успехом применена при решении некоторых задач электромеханики [Л. 1 и 2].

В настоящей статье рассматривается применение теории графов к анализу сложных электромеханических систем с физически разнородными элементами, к которым относятся разного рода электрические машины и аппараты, статические преобразователи энергии, механические передачи, усилители, датчики и т. п. Следует отметить, что каждая из указанных компонент электромеханической системы, в свою очередь, может рассматриваться как система, состоящая из более простых компонент.

Целью математического описания любой электромеханической системы является установление

соотношений между характеристиками системы и характеристиками входящих в нее компонент. Количественное выражение характеристик компонент можно получить лишь на основе измерений переменных, характеризующих компоненту (напряжений, токов, моментов, сил, перемещений и т. п.). Измерение переменных осуществляется на зажимах (полюсах), посредством которых одна компонента связывается с другими компонентами.

Все возможные измерения и соответственно переменные можно разбить на две группы, различающиеся способом включения измерительного прибора. Переменные, при измерении которых измерительный прибор включается параллельно зажимам, будем называть параллельными (напряжение, линейное или угловое перемещение, напряженность магнитного поля, давление и т. п.). Такие переменные будем обозначать в дальнейшем символом x . Переменные, измерение которых осуществляется с помощью последовательно включенного измерителя, будем называть последовательными (ток, сила или момент, магнитный поток, расход жидко-

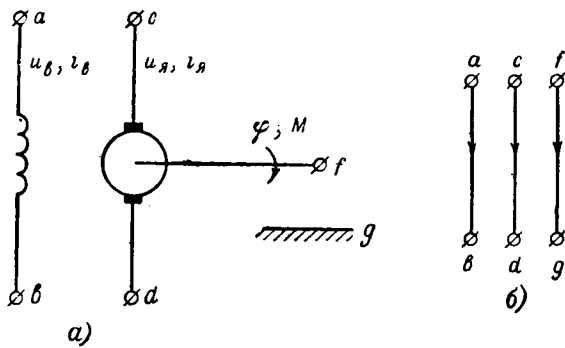


Рис. 1. Схема машины постоянного тока (а) и полюсный граф машины (б).

сти). Последовательные переменные будем обозначать символом y .

Полюсное представление компонент. Каждое измерение можно представить ориентированным отрезком линии, ограниченным двумя точками. Так как последовательная и параллельная переменные измеряются относительно одних и тех же зажимов и ориентация приборов может быть выбрана одинаковой, то для изображения последовательного и параллельного измерений будем использовать один ориентированный отрезок. Совокупность таких отрезков, отображающих измерения на зажимах компоненты, называется полюсным графом компоненты¹.

Между параллельной и последовательной переменными, определенными для любой пары полюсов, существует функциональная связь, которую можно установить с помощью измерений. Уравнение, выражающее эту связь, назовем полюсным. Полюсные уравнения отображают свойства, органически присущие компоненте и не зависящие от того, рассматривается компонента изолированно или как составная часть системы.

Полюсный граф, изображающий между какими зажимами производятся измерения и какова их ориентация, и полюсные уравнения, отражающие свойства компоненты, полностью отображают характеристики компоненты.

В качестве примера рассмотрим полюсное представление электрической машины постоянного тока, изображенной схематически на рис. 1,а. Очевидно, что в общем случае такая машина имеет три пары полюсов: зажимы обмотки возбуждения ab , зажимы обмотки якоря cd и механические зажимы (вал—земля) fg . Каждой паре полюсов соответствуют две переменные — параллельная и последовательная: для полюсов ab — u_b и i_b , для полюсов cd — u_a и i_a и для полюсов fg — φ и M_c .

Полюсный граф машины постоянного тока изображен на рис. 1,б, а полюсные уравнения (при условии, что реакция якоря отсутствует) имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} u_b(t) &= r_b i_b(t) + L_b \frac{di_b(t)}{dt}; \\ u_a(t) &= r_a i_a(t) + L_a \frac{di_a(t)}{dt} + k\alpha(i_b) i_b(t) \frac{d\varphi(t)}{dt}; \\ M_c(t) &= -k\alpha(i_b) i_b(t) i_a(t) + B \frac{d\varphi(t)}{dt} + J \frac{d^2\varphi(t)}{dt^2}, \end{aligned} \right\} (1)$$

где r_b , r_a , L_b , L_a — соответственно активные сопротивления и индуктивности обмотки возбуждения и якоря;

k — конструктивный коэффициент машины;

$\alpha(i_b)$ — коэффициент, связывающий поток и ток возбуждения;

B — коэффициент демпфирования (коэффициент вязкого трения);

J — момент инерции якоря.

Граф системы. Зная полюсные графы и полюсные уравнения компонент, можно получить полюсные уравнения и полюсный граф системы, который образуется путем объединения вершин полюсных графов компонент в соответствии с соединениями между полюсами. Так, для системы генератор — двигатель (рис. 2,а) полюсный граф имеет вид, указанный на рис. 2,б сплошными линиями. Он получен путем объединения вершин c , d полюсных графов компонент, соответствующих обмоткам якорей.

Для конкретного математического описания системы необходимо задать внешние воздействия [для рассматриваемой системы $u_b(t)$ и $M_c(t)$]. В соответствии с этим полюсный граф системы должен быть дополнен элементами, отражающими внешние воздействия (измерения), как показано пунктиром на рис. 2,б. Полученный в результате граф будем называть графом системы.

Если в дальнейшем предполагается рассматривать данную систему как компоненту более сложной системы, то она может быть представлена в виде четырехполюсника с зажимами ab и fg (рис. 2,а), полюсные уравнения которого связывают параллельные и последовательные переменные на этих зажимах.

Обобщение законов Кирхгофа. Граф системы, включающий внешние измерения (воздействия), образует основу для получения математических зависимостей, отражающих структуру системы. Для физических систем, состоящих из нескольких компонент с сосредоточенными параметрами и характеризующихся переменными рассмотренного выше типа, справедливы два основных постулата [Л. 3], являющиеся по существу обобщением законов Кирхгофа.

Постулат для вершин. Если граф физической системы содержит e ориентированных элементов и $y_j(t)$ изображает последовательную переменную j -го элемента, то для k -й вершины графа

$$\sum_{j=1}^e a_j y_j(t) = 0, \quad (2)$$

¹ Рассматриваемый здесь полюсный граф отличается от графа распространения сигнала [Л. 2]. В нашем случае элемент графа содержит информацию только о свойствах измерения, тогда как элемент графа распространения сигнала соответствует коэффициенту передачи компоненты.

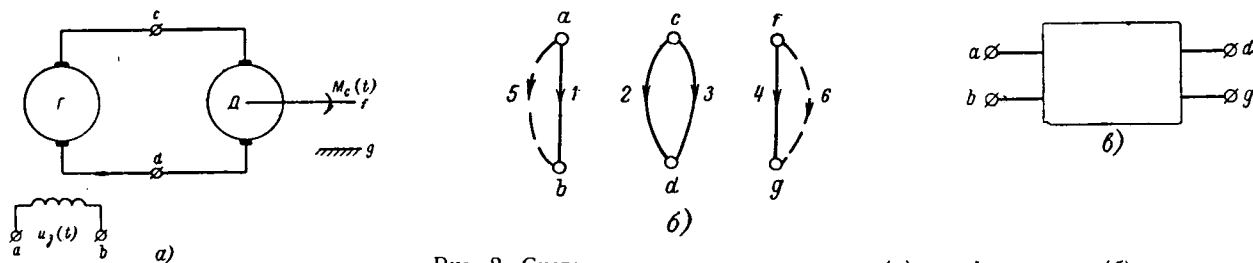


Рис. 2. Система генератор — двигатель (а), граф системы (б) и представление системы в виде четырехполюсника (в).

где $a_j=0$, если j -й элемент неинцидентен k -й вершине;

$a_j=1$, если j -й элемент ориентирован от k -й вершины;

$a_j=-1$, если j -й элемент ориентирован к k -й вершине.

Постулат для контуров. Если линейный граф физической системы содержит e ориентированных элементов и $x_j(t)$ изображает параллельную переменную j -го элемента, то для k -го контура

$$\sum_{j=1}^e b_j x_j(t) = 0, \quad (3)$$

где $b_j=0$, если j -й элемент не входит в k -й контур;

$b_j=1$, если ориентация j -го элемента совпадает с ориентацией, выбранной для k -го контура;

$b_j=-1$, если ориентация j -го элемента противоположна ориентации для k -го контура.

В этих постулатах подразумевается, что одно уравнение, содержащее параллельные переменные y , может быть записано для каждой вершины графа и одно уравнение, содержащее параллельные переменные x , может быть записано для каждого контура. Однако не все эти уравнения являются независимыми. Для получения систем независимых уравнений используется дерево, т. е. связный подграф T связного графа G , содержащий все его вершины v , но не содержащий контуров. Элементы дерева называются ветвями. Элементы связного графа G , образующие дополнение дерева, называются хордами. Если граф системы состоит из n изолированных частей, то для совокупности деревьев (по одному для каждой части) используется термин лес.

Подсчет количества ветвей и хорд производится следующим образом.

В дереве связного графа G , содержащего v вершин, имеется точно $v-1$ ветвей. Лес графа, состоящий из n частей с v вершинами, имеет $v-n$ ветвей. Для связного графа G , содержащего v вершин и e элементов, число хорд равно $e-v+1$. Дополнение леса графа, имеющего n частей и v вершин, содержит $e-v+n$ элементов.

Число независимых уравнений контуров равно числу хорд, а число независимых уравнений вершин — числу ветвей [Л. 1]. Контур, образованный хордой и ее единственным путем в дереве связного графа, называется фундаментальным. Ориентация фундаментального контура такая же, как и у хор-

ды. В общем случае уравнения фундаментальных контуров можно записать в таком виде

$$[B \quad I] \begin{bmatrix} X_b(t) \\ X_c(t) \end{bmatrix} = 0, \quad (4)$$

где B — матрица коэффициентов;

I — единичная матрица;

$X_b(t)$ — матрица параллельных переменных ветвей;

$X_c(t)$ — матрица параллельных переменных хорд.

Из уравнений фундаментальных контуров (4) следует, что

$$X_c(t) = -BX_b(t), \quad (5)$$

т. е. параллельные переменные хорд всегда можно выразить в виде явной функции параллельных переменных ветвей. В общем случае переменные ветвей нельзя представить в виде явной функции переменных хорд, о чем свидетельствует тот факт, что матрица B может быть прямоугольной и не иметь обратной матрицы.

Следовательно, подмножество параллельных переменных линейного графа может быть задано произвольно, если они входят в ветви некоторого дерева графа.

Линия, разделяющая все вершины графа G на две группы и пересекающая точно одну ветвь дерева, образует отсечение. Уравнение отсечений для k -го отсечения имеет следующий вид:

$$\sum_{j=1}^e a_j y_j(t) = 0, \quad (6)$$

где $a_j=0$, если j -й элемент не входит в k -е отсечение;

$a_j=1$, если j -й элемент является ветвью выбранного дерева или если j -й элемент является хордой, имеющей ту же ориентацию, что и ветвь k -го отсечения;

$a_j=-1$, если j -й элемент является хордой, имеющей ориентацию, противоположную ориентации ветви k -го отсечения.

Ориентация ветви и хорд в отсечении определяется относительно замкнутой линии, выделяющей отсечение. Уравнения отсечений в матричной форме можно записать таким образом:

$$[I \quad A] \begin{bmatrix} Y_b(t) \\ Y_c(t) \end{bmatrix} = 0. \quad (7)$$

Множество последовательных переменных связного графа системы может быть задано независимо, если эти переменные входят в дополнение некоторого

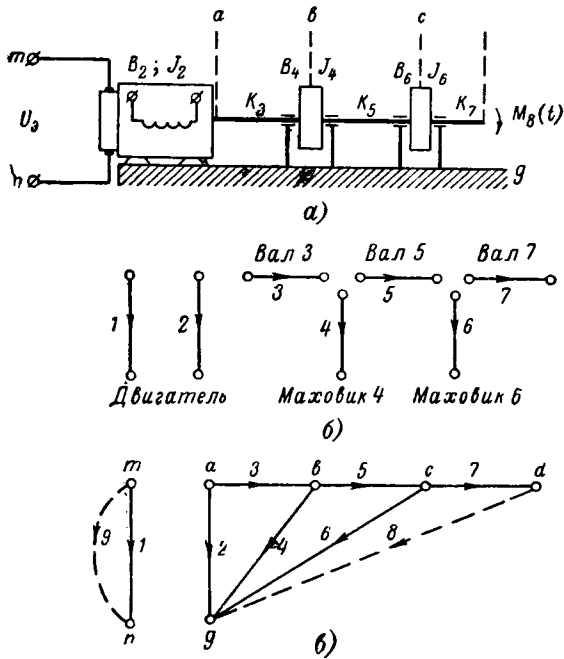


Рис. 3. Система с двигателем постоянного тока и упругими звеньями (а), полюсные графы компонент (б) и граф системы (в).

го дерева, т. е. последовательные переменные ветвей дерева могут быть выражены как явные функции последовательных переменных хорд

$$Y_b(t) = -AY_c(t). \quad (8)$$

Таким образом, полюсные уравнения компонент, уравнения отсечений и фундаментальных контуров являются полным математическим описанием состояния анализируемой системы. Практическое применение рассмотренного метода можно показать на следующем примере.

Система с упругими звеньями. Пусть задана система, состоящая из двигателя постоянного тока независимого возбуждения, трех упругих валов и двух маховиков (рис. 3,а). Известны все параметры системы — сопротивление якорной цепи двигателя R , индуктивность якорной цепи двигателя $L \approx 0$, коэффициент пропорциональности между моментом двигателя и током якоря c , коэффициент трения в двигателе B_2 , момент инерции якоря J_2 , коэффициенты упругости валов K_3, K_5, K_7 (моментами инерции валов можно пренебречь), моменты инерции маховиков J_4 и J_6 , коэффициенты демпфирования B_4 и B_6 , напряжение, приложенное к якорю двигателя $U_{дв} = U_9$, и момент нагрузки $M_c(t) = M_8(t)$. Требуется найти деформации кручения валов 3, 5, 7 и угол поворота (скорость) вала 2.

Первым шагом решения задачи является разбиение системы на компоненты и нахождение полюсного представления последних.

Полюсные графы компонент показаны на рис. 3,б. Полюсные уравнения двигателя имеют следующий вид:

$$\begin{bmatrix} i_1 \\ M_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_1 & -\omega_1 \\ -k_2 & \omega_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_1 \\ \varphi_2 \end{bmatrix}, \quad (9)$$

где i_1, U_1 — полюсные переменные — ток и напряжение якоря двигателя;
 M_2, φ_2 — полюсные переменные — момент нагрузки и угол поворота вала двигателя;

$$k_1 = \frac{1}{R};$$

$$k_2 = \frac{c}{R};$$

$$\omega_1 = \frac{c}{R} \frac{d}{dt};$$

$$\omega_2 = \left(B_2 + \frac{c^2}{R} \right) \frac{d}{dt} + J_2 \frac{d^2}{dt^2}.$$

Полюсные уравнения для упругих валов можно записать следующим образом:

$$M_i = K_i \varphi_i, \quad (10)$$

для маховиков

$$M_j = B_j \frac{d\varphi_j}{dt} + J_j \frac{d^2\varphi_j}{dt^2}, \quad (11)$$

где M — моменты;

φ — углы.

Величины M_i, φ_i отсчитываются (измеряются) относительно концов валов, а M_j, φ_j — относительно земли.

Вторым шагом решения является определение графа системы. Он получается из полюсных графов компонент путем объединения вершин, соответствующих соединению компонент в системе. Полюсный граф системы показан на рис. 3,в сплошными линиями. Полюсными уравнениями системы являются уравнения (9) — (11). Граф системы получается путем добавления к полюсному графу системы элементов 8 и 9, соответствующих приложенным к системе внешним воздействиям M_8 и U_9 (пунктирные линии на рис. 3,в). Выбранная произвольно ориентация элементов графа должна выдерживаться при выводе уравнений, и лишь в итоговых уравнениях знаки у переменных могут быть при необходимости изменены.

Граф системы содержит всю необходимую информацию для нахождения связей между переменными путем использования обобщенных законов Кирхгофа.

Третьим шагом является выбор дерева по графу системы и определения формы уравнений системы. Дерево, являющееся основой для записи уравнений контуров и отсечений, выбирают так, чтобы заданные параллельные переменные вошли в качестве ветвей, а заданные последовательные переменные в качестве хорд и чтобы при этом не нарушилась связность графа, т. е. дерево и дополнение дерева должны представлять собой связные подграфы². Обычно можно выбрать несколько вариантов дерева. Так, для рассматриваемой задачи дерево, удовлетворяющее поставленным выше условиям, может быть выбрано так, как это показано на рис. 4 жирными линиями. Выбор конкретного варианта дерева и форма уравнений системы опре-

² Невозможность выполнить это условие свидетельствует о некорректной постановке задачи и о невозможности получить совместные уравнения, характеризующие систему.

деляется искомыми переменными. Если искомые переменные входят в ветви дерева, то уравнения системы в этом случае удобно получить в форме ветвей. Если искомые переменные входят в хорды, то уравнения системы удобно получить в форме хорд.

В рассматриваемом случае следует выбрать дерево, показанное на рис. 4,а так как искомые переменные $\varphi_2, \varphi_3, \varphi_5, \varphi_7$ при указанном выборе дерева входят в него в виде ветвей. Если бы в условия задачи не входило определение φ_2 , то деревья на рис. 4,а—4,в были бы равноценны. Дерево на рис. 4,г было бы удобно, если бы вместо φ_5 нужно было найти φ_6 и т. п. Если искомая переменная параллельная и не является ветвью, либо последовательная и не является хордой, то в большинстве случаев их можно определить, используя полюсные уравнения компонент и соответствующие переменные, определенные при решении задачи. Например, в нашем случае переменную φ_4 можно найти из очевидного соотношения

$$\varphi_4 = \varphi_2 - \varphi_3.$$

Четвертым шагом является запись по графу системы уравнений фундаментальных контуров и отсечений. Если уравнения системы должны быть получены в форме ветвей, то записываются уравнения отсечений в таком виде

$$\begin{bmatrix} I & 0 & A_{11} & A_{12} \\ 0 & I & A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_{b1} \\ Y_{b2} \\ Y_{c1} \\ Y_{c2} \end{bmatrix} = 0, \quad (12)$$

где I — единичные матрицы;
 A_{ij} — подматрицы матрицы коэффициентов, элементами которых являются 1, -1 и 0;
 Y_{b1}, Y_{c2} — матрицы-столбцы, составленные из заданных последовательных переменных ветвей и хорд;
 Y_{b2}, Y_{c1} — матрицы-столбцы, составленные из незаданных последовательных переменных ветвей и хорд.

Если уравнения системы должны быть получены в форме хорд, то записываются следующие уравнения фундаментальных контуров:

$$\begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & I & 0 \\ B_{21} & B_{22} & 0 & I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_{b1} \\ X_{b2} \\ X_{c1} \\ X_{c2} \end{bmatrix} = 0, \quad (13)$$

где B_{ij} — подматрицы матрицы коэффициентов, элементами которых являются 1, -1 и 0;
 X_{b1}, X_{c2} — матрицы-столбцы, составленные из заданных параллельных переменных ветвей и хорд;
 X_{b2}, X_{c1} — матрицы-столбцы, составленные из незаданных параллельных переменных.

Вообще говоря, запись обеих систем уравнений (12) и (13) не является обязательной, так как

$$\begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} A_{11t} & A_{21t} \\ A_{12t} & A_{22t} \end{bmatrix} \quad (14)$$

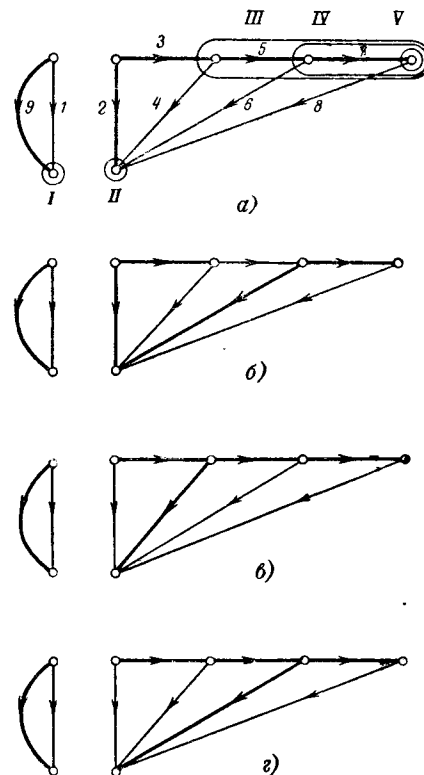


Рис. 4. Выбор дерева графа системы.

и одна система всегда может быть получена из другой [Л. 1].

Для рассматриваемой системы запишем уравнения отсечений. Во-первых, выберем отсечения так, чтобы в каждое из них входила только одна ветвь дерева (рис. 4,а). Во-вторых, обозначим отсечения в порядке возрастания номеров входящих в них ветвей (римские цифры на рис. 4,а). В-третьих, сделаем заготовку для произведения прямоугольной матрицы коэффициентов, число строк которой равно числу отсечений, а число столбцов — числу элементов графа системы, на матрицу-столбец, число элементов которой равно числу элементов графа системы. В-четвертых, заполним матрицу-столбец последовательными переменными в следующем порядке: заданные переменные ветвей, незаданные переменные ветвей, незаданные переменные хорд, заданные переменные хорд. В каждой из четырех указанных подматриц переменные располагаются в порядке возрастания их номеров. В-пятых, пронумеруем в матрице коэффициентов строки в порядке следования отсечений, а столбцы в порядке следования элементов в матрице-столбце. В-шестых, заполним матрицу коэффициентов. На пересечении i -й строки с k -м столбцом записывается либо 0, если k -й элемент не входит в i -е отсечение, либо 1, если элемент является ветвью дерева или хордой, имеющей ту же ориентацию, что и ветвь i -го отсечения, либо -1 , если элемент является хордой, ориентация которой противоположна ориентации ветви данного отсечения. Приравняем, в-седьмых, матричное произведение нулю и получим уравнения отсечений, записанные в матричной форме:

$$\begin{array}{l}
 \text{I} \\
 \text{II} \\
 \text{III} \\
 \text{IV} \\
 \text{V}
 \end{array}
 \begin{bmatrix}
 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \\
 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 & -1 \\
 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 i_9 \\
 M_2 \\
 M_3 \\
 M_5 \\
 M_7 \\
 i_1 \\
 M_4 \\
 M_6 \\
 M_8
 \end{bmatrix}
 \begin{array}{l}
 Y_{b_1} \\
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1} \\
 Y_{c_2}
 \end{array}
 = 0. \quad (15)$$

$$\begin{bmatrix}
 1 \\
 0 \\
 0 \\
 0 \\
 0
 \end{bmatrix}
 i_9 +
 \begin{bmatrix}
 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\
 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\
 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 \\
 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 \\
 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 M_2 \\
 M_3 \\
 M_5 \\
 M_7 \\
 i_1 \\
 M_4 \\
 M_6 \\
 M_8
 \end{bmatrix}
 +
 \begin{bmatrix}
 0 \\
 1 \\
 -1 \\
 -1 \\
 -1
 \end{bmatrix}
 M_8 = 0. \quad (21)$$

Пятым шагом является запись полюсных уравнений компонент (9)—(11) и уравнений отсечений или фундаментальных контуров (12) и (13) в виде, удобном для последующих преобразований.

Если уравнения системы должны иметь форму ветвей, то полюсные уравнения записываются в следующем виде:

$$\begin{bmatrix}
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1}
 \end{bmatrix}
 = W
 \begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix}. \quad (16)$$

Если же уравнения системы определяются в форме хорд, то полюсные уравнения имеют такой вид:

$$\begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix}
 = Z
 \begin{bmatrix}
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1}
 \end{bmatrix}, \quad (17)$$

где W и Z — матрицы коэффициентов.

Номера элементов в каждой подматрице-столбце следуют в порядке их возрастания. Для рассматриваемой системы полюсные уравнения записываются в следующем виде:

$$\begin{bmatrix}
 M_2 \\
 M_3 \\
 M_5 \\
 M_7 \\
 \dots \\
 i_1 \\
 M_4 \\
 M_6
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 \omega_2 & 0 & 0 & 0 & -k_2 & 0 & 0 \\
 0 & K_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & K_5 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & K_7 & 0 & 0 & 0 \\
 \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\
 -\omega_1 & 0 & 0 & 0 & k_1 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_4 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_6
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \varphi_2 \\
 \varphi_3 \\
 \varphi_5 \\
 \varphi_7 \\
 \dots \\
 U_1 \\
 \varphi_4 \\
 \varphi_6
 \end{bmatrix}. \quad (18)$$

Уравнения отсечений (12) или фундаментальных контуров (13) следует представить в такой форме, чтобы они допускали непосредственную подстановку полюсных уравнений (16) или (17). Тогда эти уравнения будут иметь следующий вид:

$$\begin{bmatrix}
 I \\
 0
 \end{bmatrix}
 Y_{b_1} +
 \begin{bmatrix}
 0 & A_{11} \\
 I & A_{21}
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1}
 \end{bmatrix} +
 \begin{bmatrix}
 A_{12} \\
 A_{22}
 \end{bmatrix}
 Y_{c_2} = 0, \quad (19)$$

а уравнения фундаментальных контуров запишутся следующим образом:

$$\begin{bmatrix}
 B_{11} \\
 B_{21}
 \end{bmatrix}
 X_{b_1} +
 \begin{bmatrix}
 B_{12} & I \\
 B_{22} & 0
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix} +
 \begin{bmatrix}
 0 \\
 I
 \end{bmatrix}
 X_{c_2} = 0. \quad (20)$$

Для рассматриваемой задачи уравнения отсечений после выделения заданных переменных можно записать в виде

Шестым шагом является подстановка полюсных уравнений (16) или (17) в преобразованные уравнения отсечений (19) или фундаментальных контуров (20), в результате которой получим:

$$\begin{bmatrix}
 I \\
 0
 \end{bmatrix}
 Y_{b_1} =
 \begin{bmatrix}
 0 & A_{11} \\
 I & A_{21}
 \end{bmatrix}
 W
 \begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix} +
 \begin{bmatrix}
 A_{12} \\
 A_{22}
 \end{bmatrix}
 Y_{c_2} = 0 \quad (22)$$

или

$$\begin{bmatrix}
 B_{11} \\
 B_{12}
 \end{bmatrix}
 X_{b_1} +
 \begin{bmatrix}
 B_{12} & I \\
 B_{22} & 0
 \end{bmatrix}
 Z
 \begin{bmatrix}
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1}
 \end{bmatrix} +
 \begin{bmatrix}
 0 \\
 I
 \end{bmatrix}
 X_{c_2} = 0. \quad (23)$$

Уравнения (22) и (23), очевидно, содержат, кроме интересующих нас переменных X_{b_2} (или Y_{c_1}), переменные X_{c_1} (или Y_{b_2}), и число этих уравнений меньше, чем общее число неизвестных. Однако переменные X_{c_1} в уравнении (22) могут быть выражены через X_{b_1} и X_{b_2} на основании уравнений фундаментальных контуров, а Y_{b_2} в равенстве (23) — через Y_{c_1} и Y_{c_2} на основании уравнений отсечений. На основании уравнения (13) получим:

$$[B_{11} \ B_{12} \ I]
 \begin{bmatrix}
 X_{b_1} \\
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix}
 = 0 \quad (24)$$

или

$$X_{c_1} = [-B_{11} - B_{12}]
 \begin{bmatrix}
 X_{b_1} \\
 X_{b_2}
 \end{bmatrix}, \quad (25)$$

откуда

$$\begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 0 & 1 \\
 -B_{11} & -B_{12}
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 X_{b_1} \\
 X_{b_2}
 \end{bmatrix} \quad (26)$$

или в соответствии с формулой (14),

$$\begin{bmatrix}
 X_{b_2} \\
 X_{c_1}
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 0 & I \\
 A_{11t} & A_{21t}
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 X_{b_1} \\
 X_{b_2}
 \end{bmatrix}. \quad (27)$$

Аналогично из уравнения (12) можно получить:

$$\begin{bmatrix}
 Y_{b_2} \\
 Y_{c_1}
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 B_{12t} & B_{22t} \\
 I & 0
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 Y_{c_1} \\
 Y_{c_2}
 \end{bmatrix}. \quad (28)$$

При подстановке выражений (27) в (22) и (28) в (23) получаем:

$$\begin{bmatrix}
 I \\
 0
 \end{bmatrix}
 Y_{b_1} +
 \begin{bmatrix}
 0 & A_{11} \\
 I & A_{21}
 \end{bmatrix}
 W
 \begin{bmatrix}
 0 & I \\
 A_{11t} & A_{21t}
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 X_{b_1} \\
 X_{b_2}
 \end{bmatrix} +
 \begin{bmatrix}
 A_{12} \\
 A_{22}
 \end{bmatrix}
 Y_{c_2} = 0; \quad (29)$$

$$\begin{bmatrix} B_{11} \\ B_{12} \end{bmatrix} X_{b1} + \begin{bmatrix} B_{12} & I \\ B_{22} & 0 \end{bmatrix} Z \begin{bmatrix} B_{12t} & B_{22t} \\ I & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Y_{c1} \\ Y_{c2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ I \end{bmatrix} X_{c2} = 0. \quad (30)$$

Полученные уравнения представляют собой уравнения системы в форме ветвей (29) и в форме хорд (30) и характеризуют изменение во времени искомым переменных X_{b2} и Y_{c1} . Как показывает анализ уравнений (29) и (30), они отличаются от выражений (22) и (23) лишь тем, что в среднем слагаемом вместо матриц-столбцов

$$\begin{bmatrix} X_{b1} \\ X_{c1} \end{bmatrix} \text{ и } \begin{bmatrix} Y_{b2} \\ Y_{c1} \end{bmatrix}$$

в них входят матрицы-столбцы

$$\begin{bmatrix} X_{b1} \\ X_{b2} \end{bmatrix} \text{ и } \begin{bmatrix} Y_{c1} \\ Y_{c2} \end{bmatrix},$$

умноженные слева на тройное матричное произведение AWA_4 или BZB_4 .

Таким образом, уравнения системы можно записать сразу на основании уравнений отсечений или фундаментальных контуров (19) и (20) и полюсных уравнений (16) и (17) в виде выражений (29) или (30).

1. Кениг Г. и Блекуэлл В., Теория электромеханических систем, Перев. с англ., изд-во «Энергия», 1965.

2. Робишо Л., Буавер М. и Робер Ж., Направленные графы и их приложение к электрическим цепям и машинам, Перев. с французского, изд-во «Энергия», 1964.

Для рассматриваемой системы итоговые уравнения имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} i_0 + \frac{U_0}{R} + \frac{c}{R} \frac{d\varphi_2}{dt} &= 0; \\ \frac{c}{R} U_0 + M_8 + \left(\frac{c^2}{R} + B_2 + B_4 + B_6 \right) \frac{d\varphi_2}{dt} + \\ + (B_4 + B_6) \frac{d\varphi_3}{dt} + B_6 \frac{d\varphi_5}{dt} + (J_2 + J_4 + J_6) \frac{d^2\varphi_2}{dt^2} + \\ + (J_4 + J_6) \frac{d^2\varphi_3}{dt^2} + J_6 \frac{d^2\varphi_5}{dt^2} &= 0; \\ K_3\varphi_3 + M_8 + (B_4 + B_6) \frac{d\varphi_2}{dt} + (B_4 + B_6) \frac{d\varphi_3}{dt} + \\ + B_6 \frac{d\varphi_5}{dt} + (J_4 + J_6) \frac{d^2\varphi_2}{dt^2} + (J_4 + J_6) \frac{d^2\varphi_3}{dt^2} + \\ + J_6 \frac{d^2\varphi_5}{dt^2} &= 0; \\ K_5\varphi_5 + M_8 + B_6 \frac{d\varphi_2}{dt} + B_6 \frac{d\varphi_3}{dt} + B_6 \frac{d\varphi_5}{dt} + \\ + J_6 \frac{d^2\varphi_2}{dt^2} + J_6 \frac{d^2\varphi_3}{dt^2} + J_6 \frac{d^2\varphi_5}{dt^2} &= 0; \\ K_7\varphi_7 + M_8 &= 0. \end{aligned} \quad (31)$$

Полученная система уравнений может быть решена известными способами или исследована, например, при помощи аналоговой вычислительной машины.

Литература

3. Trent H. M., Isomorphisms between Oriented Linear Graphs and Lumped Physical Systems, «J. Aconst. Soc. Am», v. 27, May 1955, p. 500—527.

[10.2.1966]



УДК 621.313.333:621.319.4

Механическая характеристика конденсаторного двигателя с полым ротором

Инж. В. И. МЕЛЕШИН

Московский авиационный институт

Общепринятый аналитический метод расчета механической характеристики двигателя с полым ротором является весьма трудоемким, так как для каждого значения относительной скорости v приходится рассчитывать сопротивления прямой и обратной последовательностей схемы замещения. Поэтому находит применение графический метод определения характеристик управляемых асинхронных двигателей [Л. 1]. В [Л. 2 и 3] получены простые выражения момента для амплитудно-фазового, амплитудного и фазового управления. В этой статье рассматривается конденсаторное управление.

Для работы двигателя в системе автоматического управления необходимо знать пусковой момент, наклон механической характеристики при скорости, равной нулю, и скорость холостого хода. В статье получены аналитические зависимости, позволяющие

определять вышеназванные элементы механической характеристики в зависимости от величины емкости, включаемой в цепь возбуждения.

Наряду с точным аналитическим выражением момента получена простая приближенная формула, верная для инженерных расчетов в определенном диапазоне скоростей, которая может быть использована для расчета замкнутой системы регулирования и управления.

Все обозначения, относящиеся к параметрам схем замещения двигателя, сохраняются в данной работе таким же, как в [Л. 4].

Выражение для электромагнитного момента [Л. 4]

$$M = \frac{97 \cdot 400}{n_c} (2I_{y1}^2 r'_{Ry1} - 2I_{y2}^2 r'_{Ry2}) [\Gamma \text{ см}]. \quad (1)$$

Уравнения для токов

$$I_{y_1} = U \frac{\alpha k^2 [r_{y_2} + j(x_{y_2} - x'_c)] - jk(r_{y_2} + jx_{y_2})}{k^2 (r_{y_1} + jx_{y_1}) [r_{y_2} + j(x_{y_2} - x'_c)] + k^2 (r_{y_2} + jx_{y_2}) [r_{y_1} + j(x_{y_1} - x'_c)]}; \quad (2)$$

$$I_{y_2} = U \frac{\alpha k^2 [r_{y_1} + j(x_{y_1} - x'_c)] + jk(r_{y_1} + jx_{y_1})}{k^2 (r_{y_1} + jx_{y_1}) [r_{y_2} + j(x_{y_2} - x'_c)] + k^2 (r_{y_2} + jx_{y_2}) [r_{y_1} + j(x_{y_1} - x'_c)]}. \quad (3)$$

Выразив r_{y_1} , x_{y_1} , r_{y_2} и x_{y_2} через параметры схем квадраты модулей токов I_{y_1} , I_{y_2} и подставим их замещения двигателя для прямой и обратной последовательностей, подставим их в (2) и (3). Найдем в (1); после преобразований получим:

$$m = \frac{\gamma_2}{2} \frac{-[1 + \alpha_e^2(1 + g)]v^3 + 2\alpha_e(1 - 2\gamma_1 - h)v^2 + [(1 + \alpha_e^2)(2\gamma_1 - \gamma_2) - \alpha_e^2(l - 2g)]v + 2\alpha_e p}{(1 + g)v^4 + 2[(\gamma_2 - 2\gamma_1^2) - g\gamma_1 + q]v^2 + \gamma_2(\gamma_2 + l)}, \quad (4)$$

где $m = \frac{M}{M_{к0}}$ — относительный момент,

$$M_{к0} = \frac{97400}{n_c} \cdot \frac{2U_c^2 r'_{Ryк}}{k^2 (r_{y.к}^2 + x_{y.к}^2)}$$

пусковой момент при круговом поле н амплитудном управлении;

$$g = \bar{x}'_c \frac{\gamma_2}{\gamma_3} \left(\bar{x}'_c \frac{r'_{Ry.к}}{r_{Ry}} - 2 \frac{r'_{Ry.к} \cdot x_{sy}}{r_{Ry} \cdot x_{y.к}} \right);$$

$$h = \bar{x}'_c \frac{\gamma_2}{\gamma_3} \frac{r'_{Ry.к}}{x_{y.к}};$$

$$l = \bar{x}'_c \frac{\gamma_2}{\gamma_3} (\bar{x}'_c - 2);$$

$$p = \bar{x}'_c \frac{\gamma_2}{\gamma_3} \sqrt{\gamma_3 - 1};$$

$$q = \bar{x}'_c \frac{\gamma_2}{\gamma_1 \gamma_3} \left[\frac{x'_{Ry.к}}{r_{Ry}} \sqrt{\gamma_2 - \gamma_1^2} (\bar{x}'_c - 2 \frac{x_{sy}}{x_{y.к}}) - \frac{x_{sy}}{x_{y.к}} \gamma_1 \left(\frac{r_{Ry} r'_{Ry.к}}{r_{sy}^2 + x_{sy}^2} + \frac{r'_{Ry.к}}{x_{sy}} \right) \right];$$

$$\gamma_1 = \frac{r_{sy} r_{Ry}}{r_{sy}^2 + x_{sy}^2} + 1; \quad \gamma_3 = \frac{r_{y.к}^2 + x_{y.к}^2}{-x_{y.к}^2};$$

$$\gamma_2 = \frac{r_{Ry} (r_{y.к}^2 + x_{y.к}^2)}{(r_{sy}^2 + x_{sy}^2) r'_{Ry.к}}; \quad \bar{x}'_c = \frac{x'_c}{x_{y.к}}; \quad \alpha_e = k\alpha.$$

При $v=0$ из (4) получаем выражение пускового момента

$$m_k = \alpha_e \bar{x}'_c \frac{\sqrt{\gamma_3 - 1}}{\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)}. \quad (5)$$

На основании [Л. 5] можно выразить \bar{x}'_c следующим образом:

при резонансе напряжений $\bar{x}'_{c1.рез} = 1$;

при круговом поле $\bar{x}'_{c0} = \gamma_3$;

при максимальном пусковом моменте $\bar{x}'_{c макс} = \sqrt{\gamma_3}$.

На рис. 1. представлена зависимость $\frac{m_k}{\alpha_e}$ от \bar{x}'_c , построенная по формуле (5). Представляет интерес определить отношение $\frac{m_{кm}}{m_{к0}}$,

где $m_{кm}$ — пусковой момент при емкости, рассчитанной на максимальный момент;

$m_{к0}$ — пусковой момент при емкости, рассчитанной на круговое поле.

Из (5) найдем:

$$\frac{m_{кm}}{m_{к0}} = 0,5 (\sqrt{\gamma_3} + 1).$$

На рис. 2 показана зависимость $\frac{m_{кm}}{m_{к0}}$ от γ_3 . Из (4) можно определить наклон механической характеристики при скорости $v=0$.

После дифференцирования (4) по v и постановки $v=0$ получаем:

$$\left(\frac{dm}{dv} \right) = \frac{\gamma_3 \left(\frac{\gamma_1}{\gamma_2} - 0,5 \right) (1 + \alpha_e^2) + \bar{x}'_c \alpha_e^2 (K \bar{x}'_c - L)}{\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)}, \quad (6)$$

где

$$K = \frac{r'_{Ry.к}}{r_{Ry}} - 0,5;$$

$$L = 2 \frac{x_{sy}}{x_{y.к}} \cdot \frac{r'_{Ry.к}}{r_{Ry}} - 1.$$

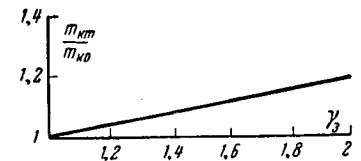
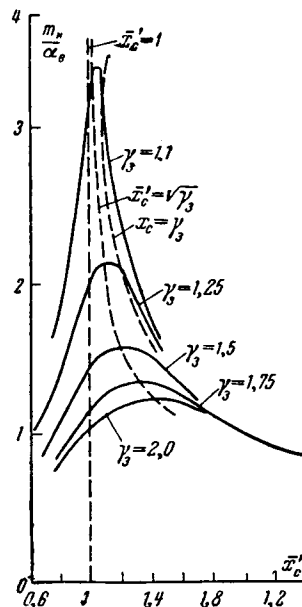


Рис. 2. Зависимость $\frac{m_{кm}}{m_{к0}}$ от коэффициента γ_3 .

Рис. 1. Зависимость $\frac{m_k}{\alpha_e}$ от относительной емкости в цепи возбуждения.

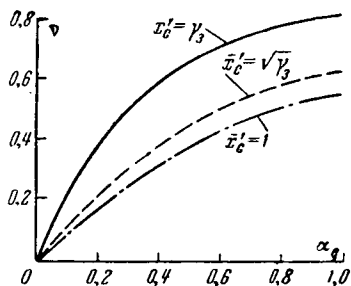


Рис. 3. Характеристика холостого хода двигателя АДП-363А, построенная по уравнению (8).

В практике обычно

$$K\bar{x}'_c - L > 0,$$

а знаменатель (6) всегда больше нуля. Следовательно, с ростом сигнала α_e значение dm/dv возрастает.

В ряде случаев при заданном α_e и выбранной емкости коэффициент dm/dv становится положительным, т. е. двигатель теряет устойчивость. Выражение (6) позволяет при заданных величине сигнала α_e и наклоне характеристики dm/dv определить требуемое значение емкости. В качестве примера возьмем двигатель АДП-363А. Согласно [Л. 6] параметры схемы замещения этого двигателя следующие:

$$r_{sy} = 14,7 \text{ ом}; x_{sy} = 114 \text{ ом}; x_{my} = 355 \text{ ом}; r_{Ry} = 230 \text{ ом}.$$

Рассчитаем вспомогательные величины

$$\gamma_1 = 1,257; \gamma_2 = 8,56; \gamma_3 = 1,65; K = 0,203; L = -0,417.$$

Пусть при сигнале $\alpha_e = 1$ тангенс наклона характеристики dm/dv не должен превышать $-0,2$. Тогда по уравнению (6) получаем:

$$\frac{1,65 \left(\frac{1,257}{8,56} - 0,5 \right) 2 + \bar{x}'_c (0,203\bar{x}'_c + 0,417)}{1,65 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)} = -0,2.$$

В результате получаем уравнение относительно \bar{x}'_c :

$$\bar{x}'_c{}^2 \cdot 0,403 + 0,017\bar{x}'_c - 0,837 = 0,$$

откуда

$$\bar{x}'_c = 1,42.$$

Так как для данного двигателя $\bar{x}'_{c0} = \gamma_3 = 1,65$, а $\bar{x}'_{cm} = \sqrt{\gamma_3} = 1,285$, то при $\bar{x}'_c = 1,42$ пусковой момент будет больше, чем при \bar{x}'_{c0} , но меньше, чем при \bar{x}'_{cm} .

Скорость холостого хода v_x можно определить, приравняв (4) нулю. В результате получаем уравнение третьей степени относительно v_x :

$$- [1 + \alpha_e^2 (1 + g)] v_x^3 + 2\alpha_e (1 - 2\gamma_1 - h) v_x^2 + [(1 + \alpha_e^2) (2\gamma_1 - \gamma_2) - \alpha_e^2 (l - 2g)] v_x + 2\alpha_e p = 0. \quad (7)$$

Задаваясь определенными значениями коэффициента сигнала α_e из (7), можно найти скорость холостого хода v_x .

Определение характеристики холостого хода упрощается, если рассматривать в качестве аргумента в (7) v_x , а в качестве неизвестного — α_e .

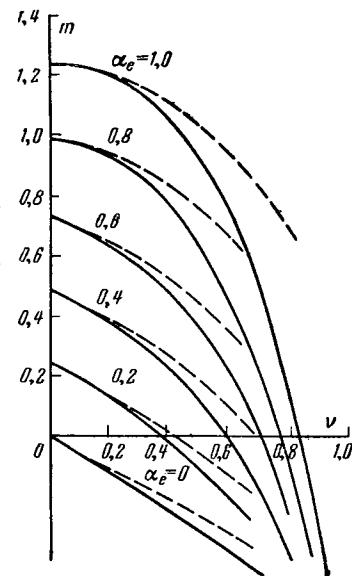


Рис. 4. Механическая характеристика двигателя АДП-363А. Конденсатор в цепи возбуждения рассчитан на круговое поле при пуске.

Тогда получаем квадратное уравнение

$$W\alpha_e^2 + 2V\alpha_e + T = 0; \quad (8)$$

$$W = v_x \bar{x}'_c \gamma_2 [(\bar{x}'_c K - L)(2 - v_x^2) - 0,5v_x^2 (\bar{x}'_c - 2)] + \gamma_3 v_x (2\gamma_1 - \gamma_2 - v_x^2);$$

$$V = v_x \left[(1 - 2\gamma_1) \gamma_3 + \bar{x}'_c \gamma_2 \frac{r_{sy}}{x_{y.k}} \right] + \gamma_2 \bar{x}'_c \sqrt{\gamma_3 - 1} (1 - v_x^2);$$

$$T = \gamma_3 v_x (2\gamma_1 - \gamma_2 - v_x^2).$$

На рис. 3 представлены характеристики холостого хода двигателя АДП-363А, построенные по уравнению (8) при различных значениях относительной емкости в цепи возбуждения ($\gamma_3, \sqrt{\gamma_3}, 1$). Выражение для момента (4) является довольно громоздким, поэтому желательно привести его к более простому виду. Если разложить (4) в ряд Маклорена по степеням v и оставить только три первых члена, получим:

$$m = \alpha_e \bar{x}'_c \frac{\sqrt{\gamma_3 - 1}}{\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)} + v \frac{\gamma_3 \left(\frac{\gamma_1}{\gamma_2} - 0,5 \right) (1 + \alpha_e^2) + \bar{x}'_c \alpha_e^2 (K\bar{x}'_c - L)}{\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)} + v^2 \alpha_e \frac{\gamma_2 [\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)] (\gamma_3 - 2\gamma_1 \gamma_3 - \bar{x}'_c \gamma_2 \frac{r'_{Ry.k}}{x_{y.k}}) - 2\gamma_3 \sqrt{\gamma_3 - 1} \bar{x}'_c (\gamma_2 - 2\gamma_1^2 - g\gamma_1 + q)}{\gamma_2^2 [\gamma_3 + \bar{x}'_c (\bar{x}'_c - 2)]^2}. \quad (9)$$

В выражении (9) первый член выражает пусковой момент, второй — наклон механической характеристики при скорости, равной нулю. На рис. 4 показан результат вычисления механической характеристики двигателя АДП-363А по точной формуле (4) и по приближенной (9). Конденсатор в цепи возбуждения рассчитан на круговое поле при пуске.

Выводы. 1. Пусковой момент конденсаторного двигателя при заданном режиме работы (круговое поле, максимальный момент и т. д.) и определенном сигнале α_e зависит только от отношения $\frac{r_{y,k}^2 + x_{y,k}^2}{x_{y,k}^2}$.

Превышение максимального пускового момента при расчете емкости на максимальный момент над пусковым моментом при емкости, рассчитанной на круговое поле при пуске, невелико для практически встречающихся значений коэффициента γ_s .

2. Приведенная формула наклона механической характеристики при $v=0$ (6) позволяет выбрать емкость при заданной величине наклона характеристики.

3. Характеристика холостого хода определяется из квадратного уравнения (8) относительно α_e . По

сравнению со случаем расчета емкости на круговое поле при пуске увеличение емкости приводит к уменьшению предельной скорости холостого хода.

4. В статье получена упрощенная аналитическая зависимость (9), позволяющая достаточно точно вычислять момент двигателя до скоростей порядка (0,4—0,5) v_x .

Литература

1. Каасик П. Ю. и Несговорова Е. Д., Управляемые асинхронные двигатели, изд-во «Энергия», 1965.
2. Анисимов А. С., Механические характеристики асинхронного двухфазного двигателя с полым ротором, Изв. Сибирского отделения АН СССР, вып. 1, 1964, № 2.
3. Анисимов А. С. и Васильев А. И., Оптимальные процессы в микроэлектроприводах переменного тока, изд-во «Наука», Сибирское отделение, Новосибирск, 1966.
4. Чечет Ю. С., Электрические микромашины автоматических устройств, изд-во «Энергия», 1964.
5. Несговорова Е. Д., Выбор емкости, включаемой в цепь возбуждения управляемого асинхронного двигателя, Изв. вузов, Электромеханика, 1964, № 10.
6. Вайнфельд А. А., Управляемые электродвигатели типа АДП, Судпромгиз, 1957.

[16.6.1966]



УДК 621.314.57

Работа ионного инвертора с параллельной схемой анодной цепи на активно-индуктивную нагрузку

Инж. В. Я. ПУШКИН

Ленинград

В последнее время все большее применение находят инверторные преобразователи частоты с параллельной схемой анодной цепи, что обусловлено рядом преимуществ этой схемы по сравнению со схемой обычного параллельного инвертора [Л. 1 и 2].

Соотношения между токами и напряжениями в этой схеме отличаются от соотношений в обычных параллельных инверторах. Поэтому для правильного выбора элементов схемы, режимов работы оборудования, особенно при изменяющихся параметрах нагрузки, необходимо правильно учитывать эти соотношения.

Анализ работы инвертора с параллельной схемой анодной цепи проводился лишь при работе его на чисто активную нагрузку [Л. 3]. Однако на практике в большинстве случаев нагрузка инверторов является активно-индуктивной (индукционная печь, асинхронный двигатель и т. д.). Так как токи и напряжения в схеме, вообще говоря, несинусоидальны, то небезразлично, как представлять нагрузку инвертора — последовательным или параллельным соединением ее индуктивного и активного сопротивлений. Поскольку все существующие методики расчета индукторов (в индукционном нагреве) дают эквивалентные параметры системы индук-

тор — деталь в виде последовательного соединения индуктивного и активного сопротивлений, постольку и в приводимом ниже анализе принято также их последовательное соединение. Однако, как было показано при анализе инвертора с обычной схемой анодной цепи, разница результатов расчета при использовании того или иного способа изображения активно-индуктивной нагрузки незначительна; особенно малы расхождения при вычислении потребляемой мощности и действующей величины напряжения [Л. 4].

Принципиальная схема инвертора с параллельным питанием анодов вентилях (рис. 1,а) отличается от расчетной (рис. 1,б) лишь тем, что вентили B_1 и B_2 заменены ключом Π , а источник питания E_0 — источником E , причем

$$E = E_0 - (\Delta U_a + \Delta U_{др}), \quad (1)$$

где ΔU_a и $\Delta U_{др}$ — соответственно падение напряжения в проводящем ток венти- ле и в дросселях.

Падение напряжения в дросселях весьма близко к значению

$$\Delta U_{др} \approx \frac{1}{2} I_0 r_{др}. \quad (2)$$

В том случае, когда вентили B_1 и B_2 заменяются переключателем Π , можно пренебречь временем коммутации, составляющим, как правило, ничтожно малую величину по сравнению с длительностью полупериода частоты переключений. Весьма часто, однако, для облегчения условий работы вентилях прибегают к мерам искусственного увеличения времени коммутации путем введения в анодные цепи каждого вентиля реакторов. Это приводит к снижению скорости нарастания и спадаия токов через вентили и к увеличению времени их одновременной работы. При этом коммутирующий конденсатор успевает несколько разрядиться, а в кривой преобразованного напряжения появляется провал. Как показали эксперименты, это уменьшение заряда коммутирующего конденсатора незначительно и нет необходимости вносить соответствующие поправки, учитывающие изменение напряжения на конденсаторе в период коммутации. Поэтому допущение мгновенной коммутации при перебросе ключа Π не снижает точности настоящего анализа.

В промежутке между двумя мгновенными переключениями справедливы следующие уравнения Кирхгофа:

$$\left. \begin{aligned} i_0 &= i_1 + i_2; \\ i_1 &= i_n + i_c; \\ E &= L \frac{di_1}{dt} + L_n \frac{di_n}{dt} + r_n i_n; \\ 0 &= L_n \frac{di_n}{dt} + r_n i_n - \frac{1}{C} \int i_c dt; \\ E &= L \frac{di_2}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где $L_1 = L_2 = L$.

Необходимо отметить, что в интервале, равном половине периода частоты переключений, система (3) линейна при условии $i_0 = i_a \geq 0$, где i_a — анодный ток вентиля.

Анализ схемы удобно производить в относительных значениях токов и напряжений, причем все напряжения на элементах схемы приводить к величине E , а токи — к условному току $I = \frac{E}{r_n}$. В дальнейшем изложении, если это специально не оговорено, все величины токов и напряжений приводятся в относительных значениях.

При введении параметров

$$\omega_0^2 = \frac{1}{L_n C}; \quad (4)$$

$$3\alpha = \frac{r_n}{L_n}; \quad (5)$$

$$3\beta = \frac{r_n}{L}; \quad (6)$$

из системы (3) можно получить:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 i_n}{dt^2} + 3\alpha \frac{d^2 i_n}{dt^2} + \omega_0^2 \left(1 + \frac{\beta}{\alpha}\right) \frac{di_n}{dt} + 3\beta \omega_0^2 i_n &= 3\beta \omega_0^2; \\ \frac{di_2}{dt} &= 3\beta. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

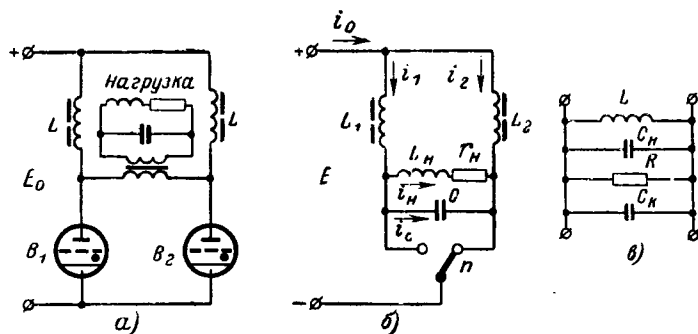


Рис. 1. Схемы ионного инвертора.
а — принципиальная; б — расчетная; в — схема с расчетными параметрами цепи нагрузки.

Как и в случае чисто активной нагрузки, режимы инвертора удобно характеризовать безразмерными параметрами, связывающими абсолютные значения параметров нагрузки с частотой переключений ω [Л. 3]. При чисто активной нагрузке такими параметрами были коэффициент нагрузки k и коэффициент, характеризующий относительную величину индуктивности анодных дросселей γ . При введении безразмерных параметров в рассматриваемом случае необходимо учитывать, что для осуществления коммутации вентилях в инверторе необходима емкостная реакция нагрузки. Поэтому условно всю емкость, подключенную параллельно цепи нагрузки, можно представить в виде двух емкостей

$$C = C_n + C_k, \quad (8)$$

где C_n — емкость, компенсирующая индуктивность нагрузки;

C_k — коммутирующая емкость.

Для определения составляющих C_n и C_k представим цепь нагрузки в виде параллельного соединения L и R (рис. 1, в) вместо последовательно соединенных индуктивности L_n и активного сопротивления r_n . Пересчет произведем через угол сдвига между током и напряжением в цепи нагрузки, питаемой синусоидальным напряжением с частотой, равной частоте переключений ω . Тогда

$$L = \frac{L_n}{\sin^2 \varphi_n}; \quad (9)$$

$$R = \frac{r_n}{\cos^2 \varphi_n}, \quad (10)$$

где

$$\varphi_n = \arctg \frac{\omega L_n}{r_n}. \quad (11)$$

Емкость, компенсирующая индуктивность нагрузки, определяется из выражения

$$C_n = \frac{1}{\omega^2 L} = \frac{\sin^2 \varphi_n}{\omega^2 L_n}. \quad (12)$$

Коэффициент нагрузки, характеризующий режим инвертора,

$$k_1 = \frac{1}{\gamma C_k}. \quad (13)$$

Параметр, характеризующий относительную величину индуктивности анодных дросселей, по анало-

гии со случаем чисто активной нагрузки [Л. 3] равен:

$$\gamma = \frac{4R^2 C_n}{L}. \quad (14)$$

Также по аналогии со случаем чисто активной нагрузки будем считать, что случаю $\gamma < 1$ соответствует так называемый «апериодический» режим, а случаю $\gamma > 1$ — «колебательный» режим работы инвертора. Третьим параметром, характеризующим режим инвертора, будем считать $\cos \varphi_n$, вычисляемый по первой гармонике частоты переключений. Итак, система коэффициентов, связывающая параметры схемы инвертора с частотой переключений, выбрана так, что вычисление этих параметров осуществляется через параметры линейной цепи, равные параметрам схемы инвертора, находящейся под воздействием чисто синусоидального напряжения. Такой пересчет параметров по первой гармонике практически не увеличивает погрешности настоящего анализа и является лишь удобным способом связи периода частоты переключений с постоянными коэффициентами в системе уравнений (7).

Опуская промежуточные выкладки, нетрудно получить:

$$\frac{\omega_0^2}{\omega} = \frac{1}{\sin^2 \varphi_n + \sin \varphi_n \cos \varphi_n \frac{2\pi}{k_1}}; \quad (15)$$

$$\frac{3\alpha^2}{\omega} = \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi_n}; \quad (16)$$

$$\frac{3\beta i}{\omega} = \frac{k_1 \gamma \cos^2 \varphi_n}{24\pi}. \quad (17)$$

Основные соотношения в установившемся режиме переключений. Корни характеристического уравнения 3-й степени, соответствующего первому уравнению системы (7), удобнее всего определить при помощи вспомогательных величин, вычисляемых по таблицам. Как показал анализ возможных соотношений между параметрами схемы, во всех реально осуществимых режимах лишь один из корней характеристического уравнения является действительным, а два других — сопряженными комплексными

$$\left. \begin{aligned} \lambda_1 &= n; \\ \lambda_2 &= m + j\omega_1; \\ \lambda_3 &= m - j\omega_1. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Выражения для значений n , m и ω_1 в настоящей работе не приводятся ввиду их громоздкости.

Решение системы (7) имеет вид:

$$i_n = 1 + A_1 e^{nt} + A_2 e^{(m+j\omega_1)t} + A_3 e^{(m-j\omega_1)t}; \quad (19)$$

$$i_2 = A_4 + 3\beta t. \quad (20)$$

Аналогичный уравнению (19) вид имеют выражения для тока i_1 и напряжения на нагрузке u_n . Отличие состоит лишь в постоянных множителях перед коэффициентами A_1 , A_2 и A_3 . Выражения для тока i_n и напряжения u_n можно представить в виде

$$i_n = 1 + A_1 e^{nt} + B_1 e^{mt} \cos(\omega_1 t - \theta_1); \quad (21)$$

$$u_n = 1 + A_2 e^{nt} + B_2 e^{mt} \cos(\omega_1 t - \theta_2). \quad (22)$$

Исходные уравнения системы (3) справедливы лишь для промежутка времени между двумя последовательными переключениями. В следующий полупериод после переброса ключа Π (влево на рис. 1,б) токи i_1 и i_2 , не меняя своей величины в первый момент после переключения, взаимно меняют характер своего изменения. В момент коммутации направление тока через конденсатор мгновенно меняется на противоположное, а величина напряжения на нем не может мгновенно измениться. Ток нагрузки, протекающий через индуктивность нагрузки, также не может скачком изменить свою величину при коммутации вентилей. Итак, установившийся режим переключений инвертора характеризуется следующими соотношениями:

$$\left. \begin{aligned} i_{1|t=0} &= i_{2|t=\frac{T}{2}}; \\ i_{2|t=0} &= i_{1|t=\frac{T}{2}}; \\ i_{n|t=0} &= -i_{n|t=\frac{T}{2}}; \\ u_{n|t=0} &= -u_{n|t=\frac{T}{2}}. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

В системе (23) начало отсчета времени выбрано в начале полупериода частоты переключений.

Система алгебраических выражений, соответствующая уравнениям системы (23), позволяет найти постоянные интегрирования A_1 , A_2 , A_3 и A_4 , через которые определяются все другие коэффициенты в выражениях для токов и напряжений. Сама система и ее решение в общем виде не приводятся ввиду их громоздкости.

Основные результаты анализа. Целью настоящего анализа является получение основных характеристик инвертора, определяющих режим работы вентилей, а также характеристик, позволяющих правильно выбрать параметры элементов силовой схемы. Выбор типа преобразовательных вентилей обусловлен требуемой величиной выходной мощности инвертора при заданной частоте, а также

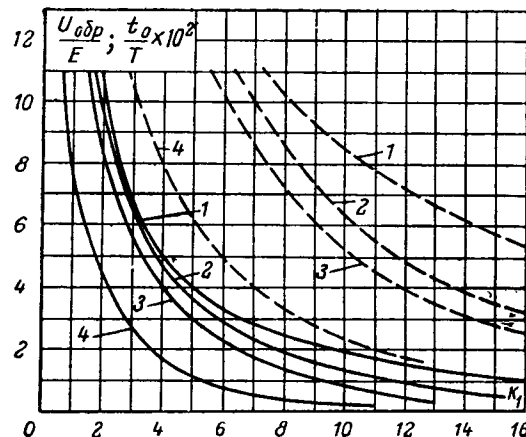


Рис. 2. Зависимости времени запирающего (пунктирные линии) и амплитуды обратного напряжения (сплошные линии) от коэффициента нагрузки k_1 при $\cos \varphi_n = 0,05$.
 $1 - \gamma = 0$; $2 - \gamma = 1$; $3 - \frac{\omega'}{\omega} = 0,5$; $4 - \frac{\omega'}{\omega} = 1$.

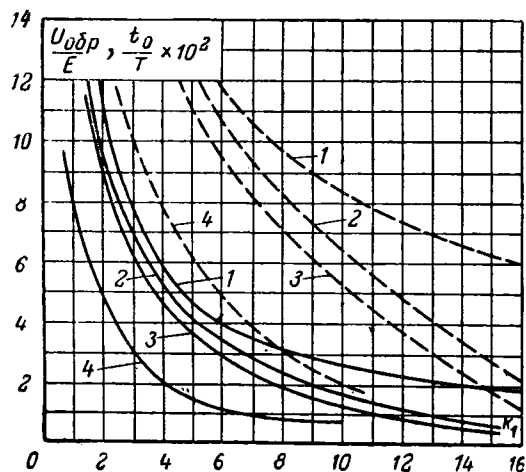


Рис. 3. Зависимости времени запирания (пунктирные линии) и амплитуды обратного напряжения (сплошные линии) от коэффициента нагрузки k_1 при $\cos \varphi_n = 0,6$.

1 — $\gamma = 0$; 2 — $\gamma = 1$; 3 — $\frac{\omega'}{\omega} = 0,5$; 4 — $\frac{\omega'}{\omega} = 1$.

допустимыми величинами обратного напряжения и времени запирания вентилей. Токи, напряжения и величина времени запирания инвертора вычислялись для ряда значений $\cos \varphi_n$ в зависимости от коэффициента нагрузки k_1 при различных значениях коэффициента γ . Для «колебательного» режима при $\gamma > 1$, как и в случае чисто активной нагрузки, вычисления производились для двух величин отношения частоты свободных колебаний ω' цепи, состоящей из нагрузки (R и C_K) и одного из дросселей [Л. 3], к частоте переключений ω

$$\frac{\omega'}{\omega} = \frac{k_1}{4\pi} \sqrt{\gamma - 1}. \quad (24)$$

На рис. 2 и 3 представлены зависимости времени запирания и амплитуды обратного напряжения от k_1 и γ для значений $\cos \varphi_n = 0,05$ и $0,6$. Ввиду незначительной зависимости этих характеристик от $\cos \varphi_n$, как видно из рис. 2 и 3, характеристики, соответствующие промежуточным значениям $\cos \varphi_n$, не приводятся. Значению параметра $\gamma = 0$ соответствуют бесконечно большие величины индуктивности анодных дросселей. Кривые для значения $\gamma = 0$ получены в результате отдельного анализа уравнения 2-й степени, не приводимого в настоящей статье.

Значения времени запирания были получены из графического решения уравнения

$$u_n|_{t=t_0} = 0. \quad (25)$$

Действующее значение напряжения на нагрузке, как показали вычисления, практически не зависит от коэффициента мощности $\cos \varphi_n$ и определяется значением коэффициентов нагрузки k_1 и величины дросселя $\gamma \left(\frac{\omega'}{\omega} \right)$. На рис. 4 усредненные зависимости $U_n = i(k_1, \gamma)$ соответствуют значению $\cos \varphi_n = 0,2$, но даже для значений $\cos \varphi_n = 0,6$ погрешность в определении действующего значения напряжения не превышает 5% для величин $k_1 \geq 2,5$.

Действующее значение напряжения на дросселе определяется из условия равенства нулю среднего значения напряжения на нем за целый период. Из этого условия вытекает, что среднее значение напряжения на нагрузке за половину периода равно удвоенному значению напряжения источника питания [Л. 3]

$$U_{дp} = \sqrt{\frac{1}{T} \left[\int_0^{T/2} 1^2 dt + \int_{T/2}^T (1 - u_n)^2 dt \right]}; \quad (26)$$

или

$$U_{дp} = \sqrt{0,5U_n^2 - 1}. \quad (27)$$

Как показали построенные для определения времени запирания кривые мгновенных значений напряжения на нагрузке, форма напряжения вплоть до значения $\cos \varphi_n = 0,6$ почти не отличается от синусоидальной. В цепи же, содержащей индуктивность, высшие гармонические составляющие тока выражены слабее, чем в кривой напряжения. Поэтому можно пренебречь искажением и уменьшением коэффициента мощности цепи нагрузки и считать, что мощность, потребляемая преобразователем из сети P_0 и расходуемая в цепи нагрузки P_n , определяется лишь основной гармонической составляющей

$$P_0 = P_n \approx U_n I_n \cos \varphi_n, \quad (28)$$

где $\cos \varphi_n$ — коэффициент мощности, определяемый, как было указано, на частоте переключений ω .

Из выражения (28) можно приближенно определять действующее значение тока нагрузки.

Токи через дроссели I_1 и I_2 , как и в случае чисто активной нагрузки, практически мало зависят от

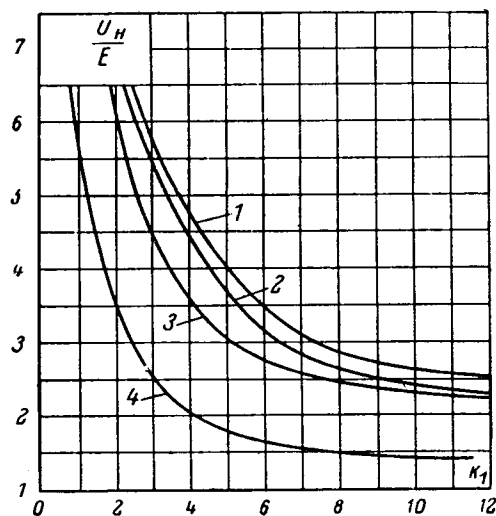


Рис. 4. Усредненные зависимости действующего значения напряжения на нагрузке.

1 — $\gamma = 0$; 2 — $\gamma = 1$; 3 — $\frac{\omega'}{\omega} = 0,5$; 4 — $\frac{\omega'}{\omega} = 1$.

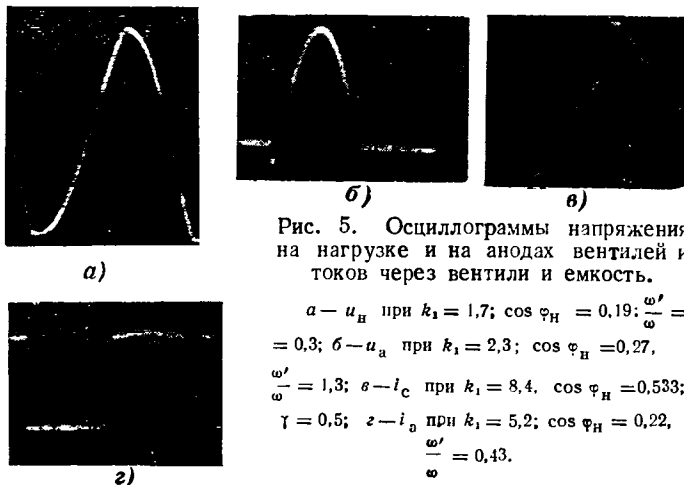
параметров $\gamma \left(\frac{\omega'}{\omega}\right)$ и $\cos \varphi_H$ при постоянном значении k_1 и поэтому с достаточной степенью точности можно считать, что действующие значения этих токов

$$I_1 = I_2 \approx 0,5I_0. \quad (29)$$

Экспериментальная проверка. Основная экспериментальная проверка результатов настоящего анализа проводилась на лабораторном макете малой мощности ($P_H \leq 500$ вт), все параметры цепи которого были тщательно измерены. Кроме того, экспериментальная проверка проводилась на макете средней мощности ($P_H = 10 \div 30$ кВт), а отдельные режимы проверялись на действующей мощной преобразовательной установке ($P_H \approx 800$ кВт).

Результаты измерений токов и напряжений при введении поправок, учитывающих падения напряжений на вентилях и дросселях [см. (1) и (2)], полностью совпали с теоретическими кривыми. Погрешность в определении тока нагрузки по уравнению (28) не превышает 5% при значениях $k_1 \geq 2,5$. Эксперименты подтвердили также, что при искусственном затягивании процесса коммутации вентиля для снижения скорости изменения токов через них точность настоящего анализа, проведенного при условии мгновенной коммутации, вполне достаточна для большинства практических случаев.

На рис. 5 приведены фотографии нескольких осциллограмм напряжений на нагрузке и анодах вентилях, а также анодного и емкостного токов. Пульсации в импульсах анодного тока (рис. 5,з) становятся заметными лишь в колебательной области, поэтому значения токов через дроссели, вычисленные по (29), справедливы практически для всех режимов инвертора. Интересно отметить, что при индуктивном характере нагрузки по первой гармонике в контуре нагрузки возникают колебания на нечетных кратных гармониках, причем и в этом случае анодный ток протекает через вентиль непрерывно в течение половины периода частоты переключений. Однако подобные режимы приводят к большим напряжениям на нагрузке, очень чувствительным к изменениям параметров нагрузки и характеризуются чрезвычайно малой величиной времени запираия, в силу чего не имеют практического значения.



Рекомендации по выбору рабочих режимов инвертора. Как показали результаты анализа инвертора, амплитуда обратного напряжения на вентилях, а также время запираия при конечной величине анодных дросселей резко уменьшается с увеличением коэффициента нагрузки. Кроме того, при уменьшении относительной величины анодных дросселей также уменьшаются и время запираия t_0 и амплитуда обратного напряжения $U_{обр}$. При приближении к резонансу в системе «анодных дроссели—коммутирующая емкость» ($\omega/\omega \rightarrow \sqrt{2}$) t_0 и $U_{обр}$ стремятся к нулю для любых значений k_1 (см. рис. 5,б).

Ввиду того что подобный анализ для обычного параллельного инвертора не производился, не представляется возможным сравнить результаты настоящего анализа с таковыми для обычной схемы инвертора. В [Л. 4] существует лишь указание на то, что расчет преобразователя, в котором величина индуктивности дросселя считается бесконечно большой, дает завышенные величины напряжений и мощности. Сравнение характеристик инвертора при работе на чисто активную нагрузку [Л. 3] с характеристиками его при активно-индуктивной нагрузке показывает, что в первом случае амплитуды обратного напряжения больше, а относительное время запираия меньше, чем во втором случае. Наибольшее расхождение между соответствующими кривыми имеет место при уменьшении $\cos \varphi_H$.

Приведенные характеристики инвертора позволяют без громоздких вычислений правильно выбрать режим работы преобразовательной установки и оценить степень его изменения при изменении параметров нагрузки. При сильно меняющихся параметрах нагрузки происходит не только изменение величины k_1 , но также и коэффициента γ . Поэтому величину индуктивности дросселей необходимо выбирать исходя из минимального абсолютного значения ее, но так, чтобы при всех возможных изменениях параметров нагрузки их относительная величина удовлетворяла условию $\omega'/\omega \leq 1$.

При постоянных или слабо изменяющихся параметрах нагрузки минимальная величина индуктивности анодных дросселей может быть выбрана при работе в режимах $\omega'/\omega = 0,8 \div 1,0$ и $k_1 = 2 \div 4$. Величина параметра γ при этом находится в пределах 10—40. В этих режимах величина пульсаций в токе источника может достигать значений, превышающих 10%, однако уменьшать эти пульсации целесообразно не за счет увеличения индуктивности анодных дросселей, а при помощи фильтра на входе преобразователя.

Погрешности в определении самих параметров нагрузки, подключаемой к преобразователю, также могут быть учтены при выборе режима инвертора.

Для получения наибольшей мощности при данном типе вентилях на сравнительно низких частотах (50—300 гц) оптимальными являются режимы с наибольшим значением коэффициента нагрузки ($k_1 = 4 \div 10$), так как при полном использовании вентилях по току в этих режимах удается повысить напряжение источника питания за счет снижения относительной величины амплитуды обратного напряжения. В этом случае величину индуктивности

анодных дросселей необходимо выбирать из условия $\gamma \approx 1$.

Режимы со значениями параметра $k_1 > 10$ характеризуются малыми значениями времени запираания и неустойчивостью при изменяющихся параметрах нагрузки.

Необходимо также отметить, что при передаче энергии от преобразователя и нагрузке на значительные расстояния условное разделение емкости преобразователя на компенсирующую C_n и коммутирующую C_k необходимо производить и конструктивно. При сильно меняющихся параметрах нагрузки разделение общей емкости на две следует производить исходя из режимов с наименьшим значением коэффициента нагрузки k_1 , т. е. предпочтение следует отдавать перегрузке линии передачи практически синусоидальным емкостным током нагрузки, а не током коммутирующей емкости, который содержит большое количество гармонических составляющих (рис. 5, в).

Несоблюдение этого условия может приводить к перенапряжениям, а также к сильным искажениям формы кривой напряжения, что вызвано резонансными процессами в линии передачи из-за недостаточной величины коммутирующей емкости преобразователя при емкостной реакции нагрузки.

Выводы. 1. Расчетные характеристики инвертора совпадают с экспериментальными кривыми и позволяют с достаточной точностью рассчитать режим

работы преобразователя и выбрать его основные элементы без громоздких вычислений.

2. Величины токов и напряжений в инверторе, а также формы их кривых определяются главным образом коэффициентом нагрузки и введенным параметром «относительная величина индуктивности анодных дросселей».

3. Результаты анализа работы инвертора с двумя анодными дросселями (параллельной схемой анодной цепи) подтвердили целесообразность применения подобной схемы, так как при этом, несмотря на введение в схему добавочного дросселя, снижается стоимость преобразования частоты практически без увеличения расхода активных материалов.

Литература

1. Борок А. М., Васильев А. С., Гуревич С. Г. и Слухоцкий А. Е., Двухтактный генератор с параллельным питанием ламп для установок высокочастотного нагрева, Авторское свидетельство № 132671, 1960, Бюллетень изобретений, М., ЦНИИПИ, 1960, октябрь № 20.
2. Nollace P., Nouvel onduleur electronique, Франц. патент, кл. 12, 6, № 1174496.
3. Слухоцкий А. Е. и Пушкин В. Я., Анализ работы ионного преобразователя повышенной частоты с параллельной схемой анодной цепи на активную нагрузку, «Электричество», 1965, № 2.
4. Ostendorff W., Archiv fur Elektrotechnik, 1938, XXXII Band, 6 Heft.

[11.2.1967]



УДК 62—83:62—52

Определение области регулирования управляемого моста

Канд. техн. наук, доц. Е. А. КАРПОВ

Омск

При исследовании схем электропривода большой мощности обычно применяют схему замещения, изображенную на рис. 1, а [Л. 1—3]. Здесь x_1 включает в себя индуктивное сопротивление первичной и вторичной обмоток трансформатора; x_2 — индуктивное сопротивление обмоток якоря и сглаживающего дросселя; E_0 — э. д. с. в цепи нагрузки.

При анализе такой схемы часто считают индуктивность цепи нагрузки бесконечно большой, пренебрегают активным или индуктивным сопротивлением нагрузки в зависимости от условий работы привода, а также индуктивностью в цепи переменного тока. Эти допущения существенно упрощают математический анализ процессов в схеме, но в то же время вносят определенную погрешность в расчет.

Рассмотрим вначале работу схемы при неуправляемых вентилях. Как известно, на некотором интервале λ безразмерного времени $\vartheta = \omega t$ в схеме имеет место коммутация токов, т. е. одновременное пропускание тока всеми плечами моста (режим А [Л. 4]). В течение остальной части полупериода ток пропускают вентили только двух плеч (рис. 1, б).

На интервале $\alpha_1 < \vartheta < \alpha_2$, т. е. на участке коммутации, мост разделяет схему на два независимых контура, для каждого из которых можно составить дифференциальные уравнения

$$U_m \sin \vartheta = x_1 \frac{di_a}{d\vartheta}; \quad (1)$$

$$0 = x_2 \frac{di_n}{d\vartheta} + ri_n + E_0. \quad (2)$$

Решение этих уравнений имеет вид

$$i_a = -\frac{U_m}{x_1} \cos \vartheta + A_1; \quad (3)$$

$$i_n = A_2 e^{p_1(\vartheta - \alpha_1)} - \frac{E_0}{r}, \quad (4)$$

где i_a и i_n — ток на входе моста и ток нагрузки в период коммутации;

$$p_1 = -\frac{r}{x_2}.$$

На интервале $\alpha_2 < \vartheta < \pi + \alpha_1$ дифференциальное уравнение имеет вид:

$$U_m \sin \vartheta = (x_1 + x_2) \frac{di}{d\vartheta} + ri + E_0 \quad (5)$$

и

$$i = \frac{U_m}{z} \sin(\vartheta - \varphi) + A_3 e^{p(\vartheta - \alpha_2)} - \frac{E_0}{r}, \quad (6)$$

где i — ток на входе и выходе моста;

$$z = \sqrt{r^2 + (x_1 + x_2)^2}, \quad p = -\operatorname{ctg} \varphi = -\frac{r}{x_1 + x_2}.$$

Для определения постоянных интегрирования моментов начала α_1 и конца α_2 коммутации нужно использовать условие непрерывности тока нагрузки и тока на входе моста, а также условие периодичности

$$\left. \begin{aligned} i_n(\alpha_1) &= -i_a(\alpha_1); \\ i_n(\alpha_1) &= i(\pi + \alpha_1); \\ i_n(\alpha_2) &= i_a(\alpha_2); \\ i_n(\alpha_2) &= i(\alpha_2); \\ u(\pi + \alpha_1) &= x_1 \frac{di}{d\vartheta} \Big|_{\vartheta=\pi+\alpha_1}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Подставляя значения токов из (3), (4) и (6) в (7), после ряда преобразований получаем:

$$A_1 = \frac{U_m}{x_1} \frac{\cos \alpha_1 e^{p_1 \lambda} + \cos \alpha_2 + \varepsilon a (e^{p_1 \lambda} + 1)}{e^{p_1 \lambda} + 1}; \quad (8)$$

$$A_2 = \frac{U_m}{x_1} \frac{\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2 + 2a\varepsilon}{e^{p_1 \lambda} + 1}; \quad (9)$$

$$A_3 = \frac{U_m}{x_1} \times$$

$$\times \frac{(\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2 - 2a\varepsilon) e^{p_1 \lambda} - a \cos \varphi \sin(\alpha_2 - \varphi) (e^{p_1 \lambda} + 1)}{e^{p_1 \lambda} + 1}; \quad (10)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_1 =$$

$$= \frac{\cos \lambda - 1 + a \cos \varphi [\sin \varphi - \sin(\lambda - \varphi) e^{p(\pi - \lambda)}] B - \frac{2a\varepsilon}{\cos \alpha_1}}{\sin \lambda + a \cos \varphi [\cos \varphi + \cos(\lambda - \varphi) e^{p(\pi - \lambda)}] B}; \quad (11)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{1 - \cos \lambda + \frac{2a\varepsilon}{\cos \alpha_1}}{(e^{p_1 \lambda} + 1) \operatorname{tg} \varphi_1 - \sin \lambda}. \quad (12)$$

Здесь введены обозначения

$$a = \frac{x_1}{r}, \quad \operatorname{tg} \varphi_1 = \frac{x_2}{r},$$

$$\varepsilon = \frac{E_0}{U_m}, \quad B = \frac{e^{p_1 \lambda} + 1}{1 - e^{p_1 \lambda} e^{p(\pi - \lambda)}}.$$

Уравнения (11) и (12) позволяют при заданных параметрах цепи определить границы интервала коммутации. Для более удобного решения уравнения приведены к симметричной форме.

Предположим далее, что при некотором значении $\varepsilon = \varepsilon'$ и $\alpha_1 = \theta_1$ коммутация отсутствует, т. е. $\lambda = 0$, и дальнейшее увеличение ε приведет к прерывистому току, для которого справедливо дифференциальное уравнение (5). Однако определение постоянной интегрирования в (6) требует другого

условия. Если обозначить момент открытия вентилей через α_1 , а момент закрытия через α_2 , то

$$i(\alpha_1) = 0$$

и

$$i(\alpha_2) = 0.$$

Тогда

$$A = \frac{E_0}{r} - \frac{U_m}{z} \sin(\alpha_1 - \varphi)$$

и одно из уравнений для определения углов α_1 и α_2 примет вид:

$$[\varepsilon - \cos \varphi \sin(\alpha_2 - \varphi)] = [\varepsilon - \cos \varphi \sin(\alpha_1 - \varphi)] e^{p\lambda}. \quad (13)$$

Вентили открываются в тот момент, когда напряжение на входе моста переходит через нуль в сторону положительных значений, т. е. при

$$U_m \sin \alpha_1 = E_0,$$

поэтому второе уравнение относительно α_1 и α_2

$$\sin \alpha_1 = \varepsilon. \quad (14)$$

При $\varepsilon = \varepsilon'$ длительность пропускания тока вентилями составляет половину периода, следовательно

$$\alpha_2 = \pi + \theta_1. \quad (15)$$

Значения ε' и θ_1 для заданных параметров схемы легко определить из (13) и (14). Подставляя (15) в (13), получаем:

$$\sin(\theta_1 - \varphi) = -\frac{\varepsilon'}{K \cos \varphi}. \quad (16)$$

С учетом (14)

$$\operatorname{ctg} \theta_1 = \operatorname{ctg} \varphi + \frac{1}{K \cos \varphi \sin \varphi};$$

$$K = \frac{1 + e^{p\pi}}{1 - e^{p\pi}}.$$

Нетрудно видеть, что определить величины θ_1 и ε' можно и из уравнений (11) и (12), характеризующих режим непрерывного тока, при условии

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \theta'_1, \quad \lambda = 0.$$

Тогда из (11)

$$\sin(\theta'_1 - \varphi) = -\frac{\varepsilon'_1}{K \cos \varphi}, \quad (18)$$

а из (12)

$$\sin \theta'_1 = \frac{a\varepsilon'_1}{\operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (19)$$

После преобразований получим:

$$\operatorname{ctg} \theta'_1 = \operatorname{ctg} \varphi + \frac{\operatorname{tg} \varphi_1}{aK \cos \varphi \sin \varphi}. \quad (20)$$

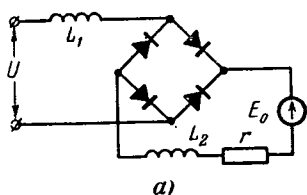
Сравнивая полученные выражения, видим, что уравнения (17) и (20) тождественны лишь в единственном случае, когда

$$a = \operatorname{tg} \varphi_1$$

или

$$x_1 = x_2.$$

Только при этом условии увеличение ε приводит к плавному переходу от режима непрерывного тока к режиму прерывистого тока в момент θ_1 , определяемый из (17).



Пусть теперь $x_1 > x_2$ или $a > \operatorname{tg} \varphi_1$. В этом случае угол перехода, определенный по (20), больше угла, найденного из (17), т. е.

$$\theta'_1 > \theta_1.$$

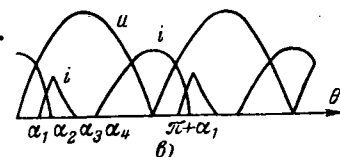
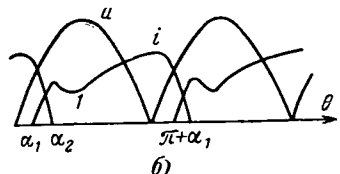


Рис. 1.

Следовательно, увеличение ϵ по сравнению с ϵ'_1 не вызывает немедленного перехода к режиму прерывистого тока. Длительность пропуска тока вентилями остается равной полупериоду, изменяется лишь момент отпирания вентилей (α_1).

Переход к режиму прерывистого тока произойдет в том случае, если будут совместно выполняться условия (14) и (18), т. е. в момент θ_1 . Таким образом, при изменении ϵ от ϵ'_1 до ϵ' интервал проводимости вентилей остается равным π .

Если $x_1 < x_2$, то

$$\theta'_1 < \theta_1.$$

При этом условии коммутация прекращается при угле θ'_1 , меньшем чем этого требуют условия прерывистого тока. Следовательно, незначительное увеличение ϵ должно привести к скачку угла открытия вентилей от θ'_1 до θ_1 . Однако такое предположение недействительно, так как при наличии индуктивностей в цепях постоянного и переменного токов скачок невозможен.

Для выяснения характера перехода от режима непрерывного тока к прерывистому обратимся к рис. 1. Увеличение э. д. с. нагрузки приводит к уменьшению длительности пропуска тока вентилями и одновременно снижает величину тока, не меняя заметно его формы. При некоторой величине ϵ_1 (первом граничном значении) мгновенное значение тока в точке 1 обращается в нуль. Дальнейшее увеличение э. д. с. вызывает появление промежуточного режима, при котором в течение полупериода приложенного напряжения последовательно существуют: интервал коммутации ($\alpha_1 < \vartheta < \alpha_2$); нормальный режим — интервал пропуска тока одной парой плеч моста ($\alpha_2 < \vartheta < \alpha_3$); интервал отсутствия тока ($\alpha_3 < \vartheta < \alpha_4$); нормальный режим ($\alpha_4 < \vartheta < \pi + \alpha_1$). Таким образом, ток вентиля в промежуточном режиме состоит из двух импульсов (рис. 1, б).

При втором граничном значении ϵ_2 первый импульс тока исчезает и работа выпрямителя переходит в режим обычного прерывистого тока¹.

¹ Существование этого режима выявлено в [Л. 5]. Однако там не проведено анализа установления режимов. Во время подготовки статьи к печати вышла книга С. В. Захаревича [Л. 6], в которой исследованы режимы для схемы, содержащей чисто индуктивные сопротивления в цепях.

Определим граничные значения величин относительных э. д. с. ϵ_1 и ϵ_2 . Для этого запишем дифференциальные уравнения, характеризующие процесс в схеме, для промежуточного режима.

В интервале $\alpha_1 < \vartheta < \alpha_2$

$$u = x_1 \frac{di_a}{d\vartheta};$$

$$0 = x_2 \frac{di_n}{d\vartheta} + ri_n + E_0.$$

При $\alpha_2 < \vartheta < \alpha_3$

$$u = (x_1 + x_2) \frac{di_1}{d\vartheta} + ri_1 + E_0.$$

При $\alpha_3 < \vartheta < \alpha_4$

$$U_m \sin \vartheta < E_0.$$

При $\alpha_4 < \vartheta < \pi + \alpha_1$

$$u = (x_1 + x_2) \frac{di_2}{d\vartheta} + ri_2 + E_0.$$

Решения этих уравнений:

для $\alpha_1 < \vartheta < \alpha_2$

$$i_a = -\frac{U_m}{x_1} \cos \vartheta + A_1; \quad (21)$$

$$i_n = A_2 e^{p_1(\vartheta - \alpha_1)} - \frac{E_0}{r}; \quad (22)$$

для $\alpha_2 < \vartheta < \alpha_3$

$$i_1 = \frac{U_m}{z} \sin(\vartheta - \varphi) + A_3 e^{p(\vartheta - \alpha_2)} - \frac{E_0}{r}; \quad (23)$$

для $\alpha_4 < \vartheta < \pi + \alpha_1$

$$i_2 = \frac{U_m}{z} \sin(\vartheta - \varphi) + A_4 e^{p(\vartheta - \alpha_4)} - \frac{E_0}{r}. \quad (24)$$

Для нахождения постоянных интегрирования и составления уравнений относительно моментов $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$ запишем условия, аналогичные (7):

$$\left. \begin{aligned} i_n(\alpha_1) &= -i_a(\alpha_1); \\ i_n(\alpha_1) &= i_2(\pi + \alpha_1); \\ i_n(\alpha_2) &= i_a(\alpha_2); \\ i_n(\alpha_2) &= i_1(\alpha_2); \\ u(\pi + \alpha_1) &= x \frac{di_2}{d\vartheta} \Big|_{\vartheta = \pi + \alpha_1}; \\ i_1(\alpha_3) &= 0; \\ i_2(\alpha_4) &= 0; \\ \sin \alpha_1 &= \epsilon. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

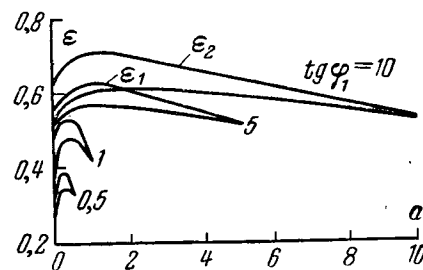


Рис. 2.

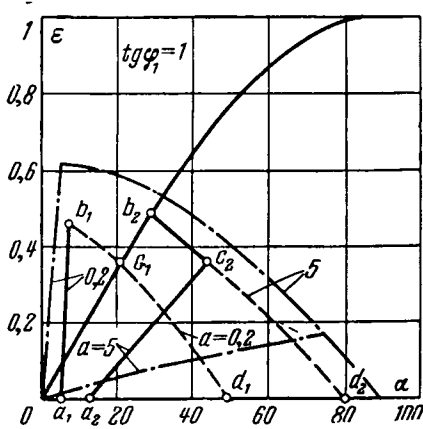


Рис. 3.

Подставляя значения токов из (21) — (24) в (25), после несложных преобразований получаем:

$$A_1 = \frac{U_m \cos \alpha_1 e^{p_1 \lambda_1} + \cos \alpha_2 + \varepsilon a (e^{p_1 \lambda} - 1)}{x_1 e^{p_1 \lambda_1} + 1}; \quad (26)$$

$$A_2 = \frac{U_m \cos \alpha_1 - \cos \alpha_2 + 2a\varepsilon}{x_1 e^{p_1 \lambda_1} + 1}; \quad (27)$$

$$A_3 = \frac{U_m}{r} [\varepsilon - \cos \varphi \sin (\alpha_3 - \varphi)] e^{-p \lambda_2}; \quad (28)$$

$$A_4 = \frac{U_m}{r} [\varepsilon - \cos \varphi \sin (\alpha_4 - \varphi)]; \quad (29)$$

$$\lambda_1 = \alpha_2 - \alpha_1, \quad \lambda_2 = \alpha_3 - \alpha_2.$$

Уравнения для определения моментов перехода имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} (e^{p_1 \lambda_1} + 1) \operatorname{tg} \varphi_1 \sin \alpha_1 &= \cos \alpha_1 - \cos \alpha_2 + 2a\varepsilon; \\ e^{p_1 \lambda_1} \operatorname{tg} \varphi_1 \sin \alpha_1 - a \cos \varphi \sin (\alpha_2 - \varphi) &= \\ &= a [\varepsilon - \cos \varphi \sin (\alpha_3 - \varphi)] e^{-p \lambda_2}; \\ \operatorname{tg} \varphi_1 \sin \alpha_1 + a \cos \varphi \sin (\alpha_1 - \varphi) &= \\ &= a [\varepsilon - \cos \varphi \sin (\alpha_4 - \varphi)] e^{p (\pi + \alpha_1 - \alpha_4)}; \\ \sin \alpha_4 &= \varepsilon. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Полученные уравнения используем для нахождения граничных значений ε . При $\varepsilon = \varepsilon_1$, как это выяснено ранее,

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3. \quad (31)$$

Подставляя (31) в систему уравнений (30), получаем:

$$\left. \begin{aligned} \sin \alpha_1 &= \frac{a \sin \alpha_4}{\operatorname{tg} \varphi_1}; \\ \left[\frac{\sin \alpha_1 \operatorname{tg} \varphi_1}{a} + \cos \varphi \sin (\alpha_1 - \varphi) \right] e^{-p (\pi + \alpha_1)} &= \\ &= [\sin \alpha_4 - \cos \varphi \sin (\alpha_4 - \varphi)] e^{-p \alpha_4}; \\ \sin \alpha_4 &= \varepsilon_2. \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

Система (32) позволяет найти значения углов α_1 и α_4 в момент окончания промежуточного режима при $\varepsilon = \varepsilon_2$, а уравнение (33) — искомую величину ε_2 .

Первое граничное значение ε_1 находится из системы (30) при условии, что

$$\alpha_3 = \alpha_4$$

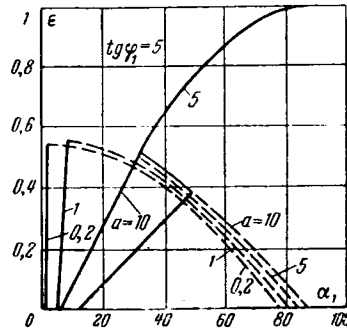


Рис. 4.

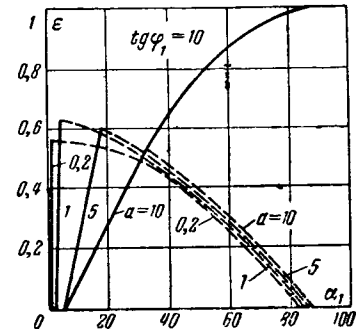


Рис. 5.

На рис. 2 приведены графики изменения граничных значений в зависимости от параметров цепи, из которых видно, что при a , близких к нулю или к $\operatorname{tg} \varphi_1$, интервал существования промежуточного режима невелик.

В случае моста с управляемыми вентилями важно знать область управляемости моста при различных параметрах, а также значения угла управления, при которых ток в нагрузке становится прерывистым.

При $\varepsilon < \varepsilon_1$ нижняя граница области регулирования (θ_{11}) определяется решением системы уравнений (11) и (12), т. е. совпадает с моментом отпирания неуправляемого выпрямителя. Значение угла перехода от режима непрерывного тока к прерывистому (θ_1) определяется из (18) для фиксированного ε .

Верхняя граница угла регулирования θ_B находится при условии, что мост открывается лишь в том случае, когда напряжение на входе моста превышает напряжение на выходе, т. е. при

$$U_m \sin^2 \vartheta \geq E_0.$$

Взяв предельное значение этого неравенства, получаем уравнение для определения верхней границы управляемости

$$\theta_B = \pi - \arcsin \varepsilon. \quad (34)$$

Рассмотрим установление режимов при изменении ε для $a = \text{пост}$ (рис. 3) при $a < \operatorname{tg} \varphi_1$.

В интервале $\alpha_a < \alpha < \alpha_b$ при увеличении ε от нуля в схеме существует режим непрерывного тока до значений $\varepsilon = \varepsilon_H$, соответствующих нижней границе отпирания вентиляей. При $\varepsilon > \varepsilon_H$ ток в схеме отсутствует (при малой длительности управляющих импульсов). В интервале $\alpha_b < \alpha < \alpha_c$ ток непрерывен до значений ε_H , соответствующих пунктирной кривой $b_1 c_1$, которая является границей входа в промежуточный режим. Поскольку тиристоры после запираия не могут вновь открыться без управляющего импульса, то при $\varepsilon > \varepsilon_H$ ток в схеме отсутствует.

На участке $\alpha_c < \alpha < \alpha_d$ имеет место режим непрерывного тока до пунктирной линии $c_1 d_1$, после чего наступает режим прерывистого тока и при $\varepsilon > \varepsilon_H$ ток в схеме отсутствует. При $a > \alpha_d$ схема работает в режиме прерывистого тока.

При уменьшении ε для $a < \alpha_c$ установление режимов происходит иначе, чем при увеличении ε .

Предварительно заметим, что при закрытых вентилях и отсутствии тока в схеме напряжения на вентилях может принимать положительное значение для всех $\varepsilon < \varepsilon_{кр} = \sin \alpha$ (рис. 3, кривая Ob_2). При $\varepsilon > \varepsilon_{кр}$ мост открыться не может.

Это обстоятельство приводит к тому, что для $\alpha_a < \alpha < \alpha_c$ при уменьшении ε мост остается закрытым до значений $\varepsilon = \varepsilon_{кр}$. При $\varepsilon < \varepsilon_{кр}$ наступает режим непрерывного тока. В интервале $0 < \alpha < \alpha_a$ при $\varepsilon < \varepsilon_{кр}$ имеет место однополупериодное выпрямление как при уменьшении, так и при увеличении ε .

Пусть теперь $\alpha > \text{tg} \varphi_1$. При увеличении ε от нуля в интервале $\alpha_a < \alpha < \alpha_c$ имеет место режим непрерывного тока до значений $\varepsilon = \varepsilon_n$, после чего наступает режим однополупериодного выпрямления при $\alpha < \alpha_b$ до $\varepsilon = \varepsilon_{кр}$, а при $\alpha > \alpha_b$ до линии b_2c_2 , соответствующей границе перехода в режим прерывистого тока.

Установление режимов при уменьшении ε здесь такое же, как и при увеличении.

Для сравнения на рис. 3 штрих-пунктирными линиями показаны кривые, характеризующие граничные значения углов при чисто индуктивных сопротивлениях.

На рис. 4 и 5 приведены графики изменения нижней границы области управляемости (сплошная линия) и границы перехода к прерывистому току (пунктир) в зависимости от ε для различных параметров схемы. Графики позволяют при заданных параметрах и условиях работы схемы выбрать оптимальный режим схемы управления.

Литература

1. Гуткин Б. М., Ионный привод постоянного тока, изд-во «Энергия», 1965.
2. Тихменев Б. Н., Электровозы переменного тока, со статическими преобразователями, Трансжелдориздат, 1958.
3. Созонов В. Г., Ионный электропривод, изд-во «Энергия», 1965.
4. Комар В. Г., Работа полупроводниковых выпрямителей в цепях управления, Госэнергоиздат, 1952.
5. Завалишин Д. А., Захаревич С. В. и Тикаи В. А., Анализ влияния активных сопротивлений на электромагнитные процессы однофазного ионного преобразователя электровоза, Изв. АН СССР, Энергетика и автоматика, 1959, № 5.
6. Захаревич С. В., Переходные и установившиеся процессы в схемах электроподвижного состава выпрямительного типа, изд-во «Наука», 1966.

[16.12.1966]



УДК 621.3.019.3

О законах распределения вероятностей наработки между отказами и времени восстановления бурового электрооборудования¹

Канд. техн. наук Я. А. РИПС и канд. техн. наук Б. И. МОЦОХЕЙН

ВНИИ Электропривод

Надежность восстанавливаемого электрооборудования принято рассматривать как сочетание свойств безотказности и восстанавливаемости. Эти качественные свойства количественно определяют различными функциями и их параметрами — критериями надежности.

Величиной, характеризующей безотказность, является наработка между отказами T_n , а величиной, характеризующей восстанавливаемость, — время восстановления τ_b . Таким образом, с вероятностной точки зрения исследование надежности сводится к изучению двух случайных величин: T_n и τ_b . В соответствии с этим распространенными критериями надежности восстанавливаемого оборудования являются средняя наработка между отказами \bar{T}_n и среднее время восстановления $\bar{\tau}_b$.

Однако, характеризуя лишь положение случайной величины на числовой оси, указанные критерии в общем случае не будут исчерпывающими характеристиками надежности. Как известно, случайные величины T_n и τ_b полностью определяются их законами распределения. Поэтому в качестве наиболее полного критерия безотказности восстанавливаемого оборудования целесообразно принять ве-

роятность $P(T)$ того, что время между отказами будет больше заданного (T), а критерием восстанавливаемости следует считать вероятность $\theta(\tau)$ восстановления за интервал времени, не превосходящий τ .

Наиболее достоверная оценка эксплуатационной надежности, которая собственно и интересует потребителя, может быть найдена только по результатам обработки экспериментальных данных о работе оборудования в реальных условиях эксплуатации. Эти данные должны представлять собой отдельные реализации исследуемых случайных величин T_n и τ_b , полученные наблюдением за эксплуатацией ряда образцов электрооборудования.

На основании статистических материалов производится определение значений критериев надежности с некоторой точностью и доверительной вероятностью.

Для эксплуатирующегося в разнообразных условиях электрооборудования с изменяющейся в широких пределах нагрузкой и при ограниченном количестве единиц оборудования данного типа на одном предприятии организация систематических наблюдений в масштабах, обеспечивающих высокую доверительную вероятность результатов, встречает значительные трудности.

¹ В порядке обсуждения.

Увеличение же исходной информации за счет продолжительности эксперимента лишает его практического смысла, ибо ко времени получения результатов оборудование может морально устареть.

В большинстве реально встречающихся случаев объем имеющихся в распоряжении статистических данных весьма ограничен и обычно недостаточен для построения соответствующих законов распределения и определения критериев надежности $P(T)$ и $\theta(\tau)$. Однако средняя наработка на отказ \bar{T}_n и среднее время восстановления $\bar{\tau}_v$ могут быть определены с достаточной точностью и достоверностью. Кроме того, анализ существующих форм учета движения электрооборудования на предприятиях показывает, что в ряде случаев обобщенные данные о \bar{T}_n и $\bar{\tau}_v$ могут быть получены непосредственно из этих материалов и организации специального эксперимента не требуется.

В этих условиях удобным и практически целесообразным методом оценки эксплуатационной надежности является использование обоснованного предположения (гипотезы) об определенном виде законов распределения случайных величин T_n и τ_v . Если из тех или иных соображений вид этих законов распределения априори известен, задача оценки эксплуатационной надежности сводится к оценке параметров законов распределения, что может быть сделано при ограниченном объеме исходных статистических данных. При этом для однопараметрических законов распределения средняя наработка между отказами и среднее время восстановления оказываются полными и исчерпывающими характеристиками эксплуатационной надежности.

При этом целесообразен подход, когда гипотезы о формах законов распределения в определенной мере обоснованы сущностью происходящих явлений и относятся к широкому классу электротехнических устройств.

Как известно, время эксплуатации принято разделять на периоды приработки, нормальной эксплуатации и износа. Статистические данные, получаемые при эксплуатации элементов и систем электроприводов, относятся, как правило, к оборудованию с различным возрастом и различным сроком службы, причем начало наблюдений обычно приходится на период после приработки. А износ электрооборудования наступает значительно позже, чем износ механического оборудования установки. Это позволяет считать, что получаемые в эксплуатации статистические данные в основном относятся к периоду нормальной эксплуатации, когда преобладают внезапные отказы.

Результаты обработки статистических данных о наработке между отказами разнообразного электрооборудования, приведенные в отечественной и зарубежной литературе, показывают, что закон распределения времени между отказами в период нормальной эксплуатации оборудования в большом числе случаев близок к экспоненциальному, имеющему плотность вероятности

$$\varphi(t) = \frac{1}{\bar{T}_n} e^{-\frac{t}{\bar{T}_n}}. \quad (1)$$

Вероятность отсутствия отказа в течение времени T в этом случае определяется выражением

$$P(T) = e^{-\frac{T}{\bar{T}_n}}. \quad (2)$$

Учитывая изложенное, гипотеза об экспоненциальном законе распределения наработки между отказами представляется наиболее правдоподобной.

Для элементов и систем электроприводов, восстановление работоспособности которых в основном осуществляется обслуживающим персоналом, закон распределения времени восстановления не должен быть экспоненциальным. Для таких случаев характерно сравнительно небольшое число восстановлений за малые и большие интервалы времени и довольно частое восстановление за время, близкое к среднему времени восстановления $\bar{\tau}_v$. Поэтому, исходя из физических предпосылок, следует предположить, что закон распределения времени восстановления должен быть модальным — функция плотности вероятности $\vartheta(\tau)$ должна начинаться с нуля, иметь максимум и стремиться к нулю при $\tau \rightarrow \infty$.

Таковыми особенностями, в частности, обладают логарифмически нормальный закон распределения и однопараметрический закон распределения Эрланга с функцией плотности вероятности

$$\vartheta(\tau) = \frac{4\tau}{\bar{\tau}_v^2} e^{-\frac{4\tau}{\bar{\tau}_v}}. \quad (3)$$

Опыт по исследованию надежности показывает, что логарифмически нормальный закон распределения величины τ_v характерен для условий, когда восстановление производится путем замены отказавшего элемента непосредственно на позиции установки. Для восстановления же электрооборудования это не характерно. Оно включает в себя ручной поиск неисправности и последующий ремонт. В этих условиях закон распределения времени восстановления должен быть близок к функции Эрланга [Л. 1].

Приведенное утверждение имеет определенные теоретические основания. Суммарное время восстановления обычно равно:

$$\tau = \tau_0 + \tau_p, \quad (4)$$

где τ_0 — время, затраченное на обнаружение неисправности;

τ_p — время, затраченное на ремонт.

Если допустить, что τ_0 и τ_p подчиняются экспоненциальным законам распределения с одинаковыми средними $\frac{\bar{\tau}_v}{2}$, то плотность вероятности τ , представляющая собой композицию законов распределения τ_0 и τ_p , будет равна:

$$\vartheta(\tau) = \int_0^{\tau} \frac{2}{\bar{\tau}_v} e^{-\frac{2}{\bar{\tau}_v}(\tau-\tau_0)} \frac{2}{\bar{\tau}_v} e^{-\frac{2}{\bar{\tau}_v}\tau_0} d\tau_0 = \frac{4}{\bar{\tau}_v^2} \tau e^{-\frac{2\tau}{\bar{\tau}_v}}, \quad (5)$$

т. е. имеет вид распределения Эрланга.

В этом случае вероятность того, что $\tau_b < \tau$ будет иметь вид:

$$\theta(\tau) = \int_0^{\tau} \delta(\tau) d\tau = 1 - \left(1 + 2 \frac{\tau}{\tau_b}\right) e^{-\frac{2\tau}{\tau_b}}. \quad (6)$$

Для возможности практического использования принятых гипотез о виде законов распределения наработки между отказами и времени восстановления их следует подвергнуть статистической проверке. Проверка заключается в проведении выборочных наблюдений и оценке их результатов. Если эти результаты дают основание считать, что истинность гипотезы достаточно вероятна, она принимается, а в противном случае — отбрасывается. Однако доказать гипотезу нельзя, ее можно только опровергнуть.

Проверка производилась по данным эксплуатации буровых электродвигателей, являющихся в достаточной мере типовыми электромеханическими элементами систем электроприводов. Выбор именно этих элементов определялся соображениями, не связанными непосредственно с существом исследования. Законы распределения T_n и τ_b определяются не столько спецификой конкретных устройств, сколько указанными ранее более общими условиями и свойствами, присущими многим изделиям. Поэтому при проверке гипотез о видах законов распределения электродвигатели можно рассматривать как представителей более широкого класса бурового электрооборудования. Вместе с тем полученные конкретные данные о показателях надежности буровых электродвигателей представляют и определенный самостоятельный интерес.

Статистическое исследование, охватившее период с 1960 по 1964 г., было проведено в нефтебуровом предприятии объединения Нижневолжскнефть. Синхронные электродвигатели мощностью 320 и 450 кВт и высоковольтные асинхронные электродвигатели с фазным ротором мощностью 320 и 380 кВт (серия ФАМСО) использовались на буровых установках для привода буровых насосов, а высоковольтные асинхронные электродвигатели с фазным ротором мощностью 320 кВт (типа АК-122-6) — для привода буровой лебедки.

Первичная информация представляла собой формуляр, на каждый электродвигатель, в котором отмечались даты монтажа и демонтажа оборудования на каждой точке бурения, дата и характер отказа, время ремонтных работ, а также указывались периоды нахождения оборудования в резерве.

На основе формуляров были получены ряды реализаций календарной наработки между отказами T_n и временем восстановления τ_b (к последнему в данном случае относятся ожидание ремонта, время транспортировки в электроцех и обратно и собственно время восстановления) (рис. 1).

В силу технологических особенностей процесса бурения длительность фактической работы главных механизмов характеризуется календарным временем только косвенно. В рассматриваемом районе время спуско-подъемных операций составило в среднем 16%, а время механического бурения 17,5% от календарного времени работы буровой установки, зафиксированного в журнале учета работы электрооборудования. Указанное обстоятельство, определяя лишь масштаб времени, на вид законов распределения естественно влияя не оказывает.

Количество наблюдаемых реализаций времени наработки между отказами T_n составило для асинхронных электродвигателей АК 122-6 $n_1=20$, для электродвигателей ФАМСО 157-8 и 158-8 $n=28$ и для синхронных электродвигателей $n_3=47$. Соответствующее количество наблюдаемых реализаций времени восстановления τ_b равно $n'_1=19$, $n'_2=22$ и $n'_3=34$.

Результаты обработки статистического материала для электродвигателей АК представлены на рис. 2 в виде точек, характеризующих нормированные гистограммы распределений рассматриваемых величин. У каждой из точек указано количество реализаций, попавших в соответствующий интервал. Аналогичные данные для электродвигателей ФАМСО и синхронных электродвигателей приведены на рис. 3 и 4. При построении гистограмм количество интервалов k определялось известным выражением

$$k = 1 + 3,3 \lg n \quad (7)$$

с округлением до целого числа.

Величина интервалов равна:

$$\gamma = \frac{R}{k}, \quad (8)$$

где R — размах варьирования T_n или τ_b .

Наиболее наглядным способом проверки гипотез о законах распределения (хотя и дающим только качественную оценку) является сравнение гистограмм с теоретическими кривыми распределений. С этой целью по статическим материалам были определены оценки параметров распределе-

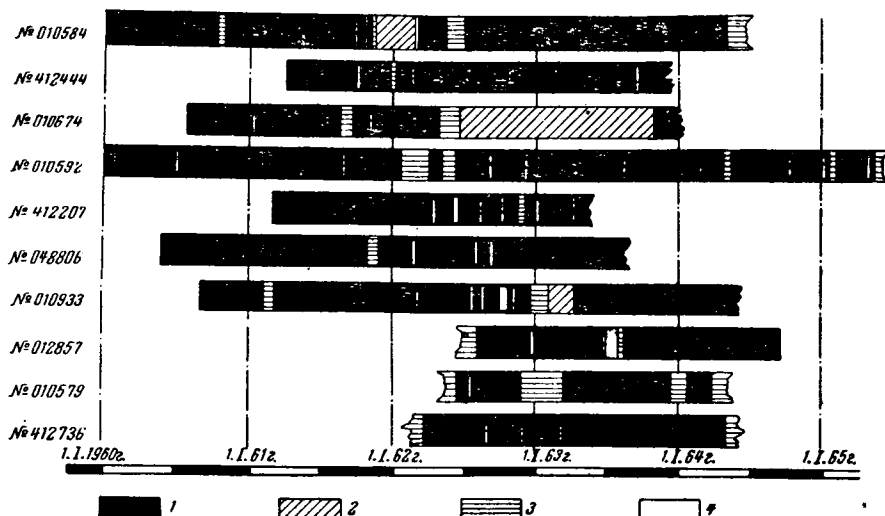


Рис. 1. Статистические данные о работе электродвигателей ФАМСО 158-8.
1 — в работе; 2 — в резерве; 3 — в ремонте; 4 — в монтаже.

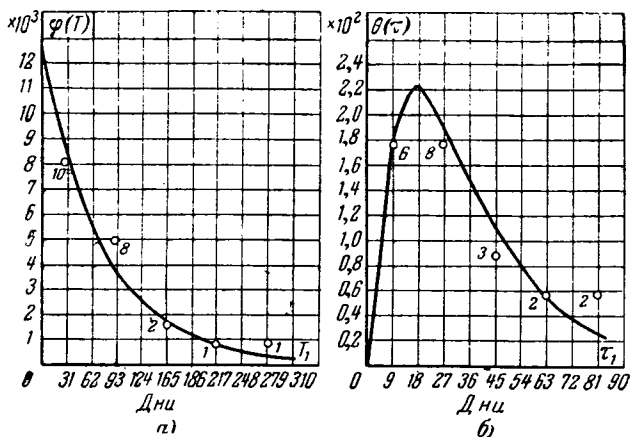


Рис. 2. Дифференциальные законы распределения времени наработки между отказами (а) и времени восстановления (б) для электродвигателей АК 122-6.

ний \bar{T}_n и $\bar{\tau}_v$, которые с доверительной вероятностью 0,8 оказались равными:

для электродвигателей
АК $\bar{T}_n = 79 \pm 22$ дня; $\bar{\tau}_v = 35 \pm 10,5$ дня;
для электродвигателей
ФАМСО $\bar{T}_{n2} = 262 \pm 65$ дней; $\bar{\tau}_{v2} = 25 \pm 6,7$ дня;
для синхронных электро-
двигателей $\bar{T}_{n3} = 356 \pm 64$ дня; $\bar{\tau}_{v3} = 68 \pm 14,9$ дня

Построенные по полученным данным с помощью выражений (2) и (3) теоретические экспоненциальные законы распределения наработки между отказами и законы распределения Эрланга времени восстановления приведены на рис. 2, 3 и 4 для соответствующих типов электродвигателей. Сравнение гистограмм и теоретических кривых показывает, что статистические данные хорошо выравниваются теоретическими законами распределения и выдвинутые гипотезы не противоречат опытным данным.

Количественная оценка степени согласованности теоретического и статистического распределений может быть получена с помощью критериев согласия [Л. 2].

Весьма простым и удобным для практики является критерий согласия Колмогорова. Однако

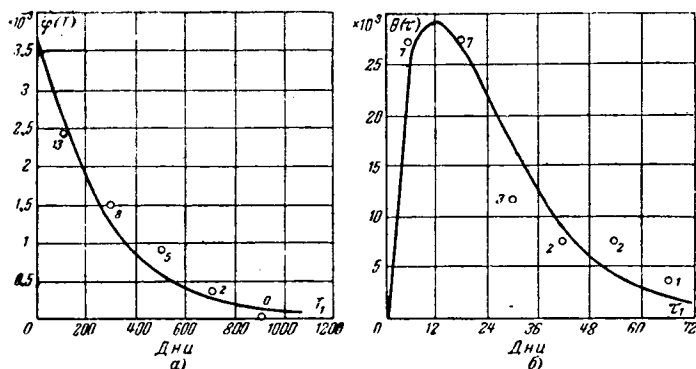


Рис. 3. Дифференциальные законы распределения времени наработки между отказами (а) и времени восстановления (б) для электродвигателей ФАМСО 157-8 и ФАМСО 158-8.

применение критерия Колмогорова ограничивается только случаями, когда гипотеза определяет не только вид функции распределения, но и все параметры.

В рассматриваемом случае параметры законов распределения определяются по данным выборки. Поэтому применение критерия Колмогорова недопустимо и целесообразно использовать один из наиболее часто применяемых критериев согласия — критерий «хи-квадрат». Мерой расхождения является величина χ^2 , определяемая выражением

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^k \frac{(m_i - n p_i)^2}{n p_i}, \quad (9)$$

где m_i — количество наблюдаемых реализаций случайной величины в i -м интервале;

p_i — теоретическая вероятность попадания случайной величины в i -й интервал.

Распределение χ^2 зависит от числа r степеней свободы распределения, равного числу интервалов k , уменьшенному на количество s связей, наложенных на эмпирические частоты m_i/n . При проверке принятых гипотез о законах распределения T_n и τ_v количество наложенных связей $s=2$: а) сумма всех частот равна единице, б) теоретические и статистические средние совпадают. Следовательно, $r=k-2$.

По найденным значениям r и χ^2 с помощью таблиц определяется вероятность P_{χ^2} того, что величина χ^2 с r степенями свободы превзойдет значение χ^2 , полученное по данным выборки.

Результаты расчета вероятностей P_{χ^2} при проверке гипотезы об экспоненциальном законе распределения времени наработки между отказами приведены в табл. 1, а при проверке гипотезы о распределении времени восстановления по закону Эрланга — в табл. 2.

При оценке полученных результатов следует иметь в виду, что здесь χ^2 — распределение — используется как точный закон, тогда как оно применимо лишь приближенно и в случаях, когда значительно общее число реализаций и число реализаций в каждом интервале. Поэтому точность проверки не является высокой. Значения P_{χ^2} представляют собой вероятности того, что за счет чисто случайных причин при данном числе реализаций

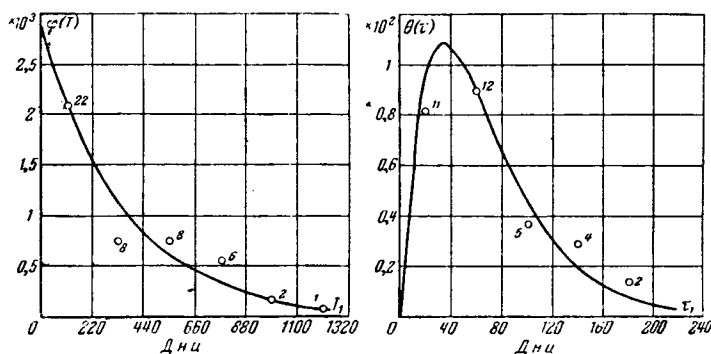


Рис. 4. Дифференциальные законы распределения времени наработки между отказами (а) и времени восстановления (б) для синхронных электродвигателей.

Таблица 1

Тип двигателя	n	\bar{T}_n	k	r	$\chi^2_{\text{факт}}$	P_{χ^2}
АК 122-6	20	79	5	3	0,871	0,835
ФАМСО	28	262	5	3	1,856	0,61
СД	47	356	6	4	3,645	0,46

Таблица 2

Тип двигателя	n	\bar{v}_v	k	r	$\chi^2_{\text{факт}}$	P_{χ^2}
АК 122-6	19	35	5	3	2,852	0,42
ФАМСО	22	25	5	3	1,879	0,60
СД	34	68,2	5	3	1,706	0,64

должны были получиться расхождения, не меньшие, чем наблюдаемые. На практике гипотезу считают не противоречащей статистическим данным, если $P_{\chi^2} \geq 0,15$. С другой стороны, значения P_{χ^2} , близкие к единице, отнюдь не свидетельствуют о хорошей согласованности теоретического и статистического распределений, ибо в этом случае случайные расхождения слишком малы, чтобы признать их правдоподобными.

Исходя из определения вероятности P_{χ^2} , наиболее подходящими для принятия гипотезы следует считать значения, близкие к 0,5, например в интервале 0,3—0,7. Приведенные в табл. 1 и 2 значения P_{χ^2} в основном лежат в этом диапазоне. Это означает, что при исследовании надежности горного электрооборудования с достаточной степенью уверенности можно считать, что в периоде нормальной эксплуатации распределение вероятностей наработки между отказами подчиняется экспоненциальному закону, а распределение вероятностей времени восстановления — закону Эрланга.

При сопоставлении надежности конкретных типов буровых электродвигателей иногда удобно оценивать надежность одним обобщенным показателем — коэффициентом готовности. В объединении Нижневолжскнефть коэффициенты готовности высоковольтных асинхронных электродвигателей типа АК и ФАМСО и синхронных электродвигателей типа СДЗ равны соответственно 0,694, 0,914 и 0,84.

Более низкая надежность электродвигателей АК 122-6 по сравнению с электродвигате-

лями ФАМСО объясняется тяжелым режимом работы (привод лебедки), повышенной скоростью вращения (985 об/мин против 750), а также конструктивными и технологическими недостатками, характерными для периода освоения новой серии.

Режим работы привода бурового насоса — длительный, периодический при относительно высокой загрузке; пуск двигателя производится вхолостую.

Режим работы привода буровой лебедки — повторно-кратковременный, периодический, с частотой включения 120—180 в 1 ч; изменение нагрузки на валу привода — дискретное, обычно в пределах 0,7—1,3 от номинальной; пуск двигателя производится под нагрузкой.

Приведенные данные не позволяют дать сравнительную оценку надежности синхронных и асинхронных электродвигателей в приводе буровых насосов, поскольку у рассмотренной партии синхронных двигателей выпуска 1958—1959 гг. наблюдалась недостаточная прочность вентиляционных лопастей, приводившая в условиях характерной для буровых установок повышенной вибрации к поломке лопастей и повреждению их обломками статорной обмотки. В дальнейшем завод-изготовитель устранил этот дефект.

Литература

1. Кузнецов В. А., Основные вопросы надежности радиэлектронной аппаратуры, изд-во «Энергия», 1965.
2. Вентцель Е. С., Теория вероятности, ГИФМЛ, 1962.

[30.9.1966]



НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Долгов В. А., Встроенные автоматизированные системы контроля. 1967. 80 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 225). 19 к.

Краново-металлургические электродвигатели (теория, конструкция, применение). Под общ. ред. А. А. Рабиновича. Изд. 2-е, переработ. и доп. 1967. 240 с. 1 р. 23 к. в перепл.

Марков Г. Т. и Чаплин А. Ф., Возбуждение электромагнитных волн. 1967. 376 с. 1 р. 39 к. в перепл.

Фролов Л. Б. Измерение крутящего момента. 1967. 20 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 228). 31 к.

Шилейко А. В. Основы аналоговой вычислительной техники. 1967. 215 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 224). 65 к.

Моделирование вихревого магнитного поля в неоднородной среде

Канд. техн. наук, доц. К. С. ДЕМИРЧЯН

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

При использовании предложенного в [Л. 1] способа моделирования вихревого магнитного поля возникает задача об учете наличия неоднородных по своим магнитным свойствам сред. В областях модели, где $E_{\text{стор}}=0$, проблема моделирования неоднородных сред решается при помощи известной методики, заключающейся в представлении их областями с различными проводимостями, различными высотами слоя проводящей среды и т. д. Основная трудность при новом способе моделирования возникает в случае рассмотрения областей, где $E_{\text{стор}} \neq 0$.

Пусть среда с $\mu = \infty$ в зоне $E_{\text{стор}} \neq 0$ имеет произвольную границу. При $\mu \rightarrow \infty$ напряженность в такой среде должна стремиться к нулю, т. е. касательная составляющая вектора напряженности магнитного поля на границе раздела должна быть равной нулю. Если задавать на границе раздела в модели такое принудительное распределение электрического потенциала (аналога магнитного потенциала), что $\left| \frac{\partial U}{\partial \tau} \right| = |E_{\tau \text{стор}}|$, то на модели можно обеспечить условие равенства нулю касательной составляющей результирующей напряженности электрического поля (аналога \mathbf{H}). Действительно, на границе будет справедливо соотношение

$$\mathbf{E} = E_{\text{стор}} \boldsymbol{\tau} - \frac{\partial U}{\partial n} \mathbf{n},$$

где $\boldsymbol{\tau}$ и \mathbf{n} — соответственно единичные векторы в касательном и нормальном к поверхности раздела направлениях, или

$$E_n = E_{n \text{стор}} - \frac{\partial U}{\partial n}; \quad E_{\tau} = E_{\tau \text{стор}} - \frac{\partial U}{\partial \tau} = 0.$$

Наличие других внешних источников поля не нарушает условие $E_{\tau} = 0$, поскольку на границе раздела задается принудительно равенство $\frac{\partial U}{\partial \tau} = E_{\tau \text{стор}}$.

Таким образом, моделирование областей с бесконечно большими магнитными проницаемостями не представляет принципиально никаких трудностей. Следует заметить, что нет необходимости увязывать заданные значения потенциалов на границе раздела со значениями потенциалов токоведущих электродов. Должны быть строго заданы лишь значения $dU/d\tau$ на поверхности раздела и тока ΔI_j в токоведущих электродах. Значения потенциалов в модели при этом определяются с точностью до произвольной постоянной. Картина распределения вектора \mathbf{E} (т. е. вектора \mathbf{H}) определяется однозначно.

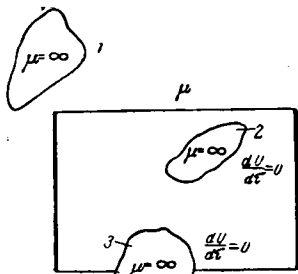


Рис. 1.

При решении задач со смешанными граничными условиями следует обеспечить в модели соответствие значений разностей потенциалов различных тел. Рассмотрим возможности решения этой проблемы на примере (рис. 1). В поле катушки внесены три тела с $\mu = \infty$, расположенные произвольно. Моделирование тела 1 не представляет трудностей, так как достаточно представить эту область в модели проводником, проводимость которого много больше проводимости среды. Пусть задан потенциал тела 3. Моделирование части тела 3 вне зоны, где $E_{\text{стор}} \neq 0$, производится аналогично моделированию тела 1. На поверхности тела 3, находящейся в зоне, где $E_{\text{стор}} \neq 0$, задается $\frac{\partial U_3}{\partial \tau} = E_{\tau \text{стор}}$, причем производится увязка потенциалов с заданным потенциалом тела 3 вне этой зоны. Моделирование тела 2, потенциал которого не задан, представляет наибольшую трудность. Поскольку разности потенциалов тел 1, 2, 3 должны быть однозначно определены, потенциал тела 2 определяется однозначно, если задан потенциал тела 3. В то же время по условиям моделирования фиксировано лишь значение $\frac{\partial U_2}{\partial \tau}$.

Воспользуемся условием

$$\oint_{s_2} \frac{\partial U_m}{\partial n} ds = 0,$$

из которого следует, что $\oint_{s_2} (E_{n \text{стор}} + E_{n2}) ds = 0$.

Поскольку

$$\oint E_{n \text{стор}} ds = 0,$$

то

$$\oint E_{n2} ds = 0.$$

Это означает, что при задании на поверхности тела 2 значений $dU_2/d\tau$ суммарный ток в проводниках, соединяющих делитель напряжения с электродами, должен равняться нулю. Из этого вытекает, что делитель должен быть подключен таким образом, чтобы суммарный ток в электродах тела 2 был равен нулю. Этому требованию можно удовлетворить, подбирая R_1 и R_3 (рис. 2) таким образом, чтобы при $R_1 + R_3 = \text{пост.}$ показания амперметров A_1 и A_2 были одинаковыми. Если заданы токи ΔI_j во всех токовводах, то при этом условии схему можно считать настроенной.

Как видно из вышеизложенного, наибольшие трудности возникают при попытке моделировать области с $\mu = \infty$, имеющие неопределенное значение потенциала. Во всех остальных случаях моделирование областей с $\mu = \infty$, находящихся в зоне с $E_{\text{стор}} \neq 0$, осуществляется достаточно просто. Мы

здесь не касаемся вопроса о количестве и форме электродов, при помощи которых осуществляется задание $dU/d\tau$, так как эта проблема является общей для многих случаев моделирования (отдельные рекомендации и результаты исследований приводятся в [Л. 2]). Заметим только, что эта проблема занимает важное место в деле повышения точности моделирования и требует более детального рассмотрения.

Перейдем к рассмотрению вопросов моделирования неоднородной среды при конечной магнитной проницаемости. На границе раздела различных сред H_n претерпевает разрыв, и по этим показателям в модели приходится обеспечивать токоввод или токоотвод. Величину вводимого (или отводимого) тока можно определить из выражения

$$\Delta I = \gamma_1 \int_{\Delta S_1} E_{\text{стор}} ds + \gamma_2 \int_{\Delta S_2} E_{\text{стор}} ds.$$

Для практических целей можно пользоваться приближенной формулой

$$\Delta I = \gamma_1 E_{\text{стор}} \Delta S_1 + \gamma_2 E_{\text{стор}} \Delta S_2. \quad (1)$$

Такое приближение равносильно замене плавной границы раздела ступенчатой. При этом можно полагать, что в оригинале по вертикальным участкам границы раздела (ab и cd на рис. 3) имеются прямые и обратные равные токи. При моделировании этих токов необходимо обеспечивать ввод тока по горизонтальным участкам bc , равный:

$$\Delta I_i = \pm \gamma_1 E_{\text{стор}(i)} \Delta S_1 \mp \gamma_2 E_{\text{стор}(i)} \Delta S_2.$$

Здесь знак плюс ставится при совпадении направлений вектора $E_{\text{стор}(i)}$ и нормали к поверхности, а знак минус — при их противоположных направлениях. Нормаль к поверхности должна быть направлена внутрь данной области (линия bc входит в границу области в качестве разреза). Например, на рис. 3 $\Delta I_i = \Delta S E_{\text{стор}(i)} (\gamma_2 - \gamma_1)$, так как $\Delta S_1 E_{\text{стор}} = -\Delta S E_{\text{стор}}$, а $\Delta S_2 E_{\text{стор}} = +\Delta S E_{\text{стор}}$. Условие $\gamma_1 > \gamma_2$ означает, что через поверхность ΔS необходимо осу-

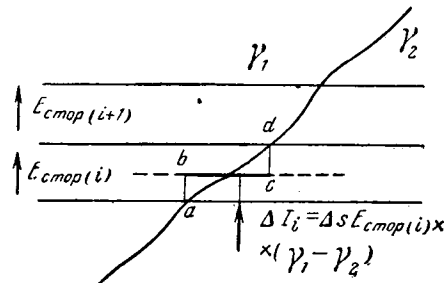


Рис. 3.

ществить отвод тока. Если $\gamma_2 > \gamma_1$, то через поверхность ΔS следует вводить ток.

Таким образом, при моделировании неоднородной среды по границе раздела следует расположить ряд электродов, токи в которых должны быть рассчитаны по формуле (1). При $\gamma \rightarrow \infty$ (т. е. при $\mu \rightarrow \infty$) получим $\Delta I \rightarrow \infty$, однако разность потенциалов между двумя электродами стремится при этом к величине, равной Ed . Поэтому нетрудно заметить, что при $d \rightarrow 0$ на поверхности соблюдается условие $\frac{\partial U}{\partial \tau} = E_{\tau}$. Из этого следует, что при моделировании области, у которой $\mu \rightarrow \infty$, можно задать на границе соответствующее значение $\frac{\partial U}{\partial \tau}$ и исключить из рассмотрения эту область, располагая в занимаемой ею части пространства материал с проводимостью $\gamma = 0$ — для уменьшения токов в отдельных электродах.

Изложенная выше методика моделирования неоднородных сред требует применять проводящие среды с различными проводимостями либо сетки с различными сопротивлениями. Учитывая возникающие при этом затруднения, целесообразно рассмотреть вариант моделирования неоднородных сред на модели с однородной проводящей средой. Такая возможность появляется при моделировании поля скалярного магнитного потенциала, когда влияние намагниченных сред можно учитывать заданием электрического тока, распределенного по границам раздела сред. Основой такого подхода является разработанная Г. А. Гринбергом [Л. 3] методика учета наличия различных сред введением в расчет «связанного магнитного заряда» m , определяемого по формуле

$$m = 2\mu H_{n0} \frac{\mu - \mu_i}{\mu + \mu_i},$$

где μ — расчетное значение магнитной проницаемости, одинаковой для всего пространства;

μ_i — действительное значение магнитной проницаемости в рассматриваемой i -й области пространства;

H_{n0} — напряженность поля в некоторой точке i -й области, обусловленная всеми источниками магнитного поля, кроме «заряда» m , помещенного в этой точке.

Эта формула не дает непосредственного значения m , поскольку H_{n0} зависит от величин m , неиз-

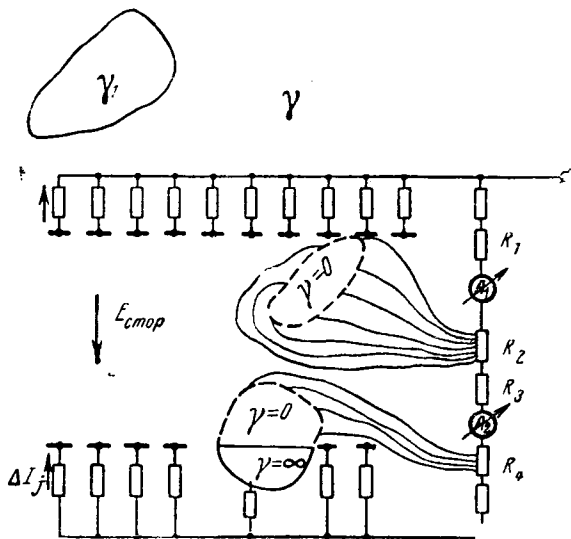


Рис. 2.

вестных для всех остальных точек. Если имеется множество границ раздела, задача сводится к решению системы интегральных уравнений, что определяет сложность и ограниченность этого в общем весьма изящного метода. Однако на электрической модели можно получить достаточно простое решение задачи при сложных границах неоднородных сред.

При моделировании поля скалярного магнитного потенциала аналогом вектора \mathbf{H} является вектор \mathbf{E} напряженности электрического поля токов в проводящей среде, а аналогами μ и m являются соответственно γ и δ . Для определения токов на границе раздела сред с различными проводимостями можно воспользоваться выражением

$$\Delta I_m = 2\Delta s E_{nc1} \gamma \frac{\gamma - \gamma_i}{\gamma + \gamma_i}, \quad (2)$$

где γ — удельная проводимость среды модели;
 γ_i — удельная проводимость той области, проводимость которой заменяется на γ .

Поскольку величина E_{ncp} в свою очередь определяется токами ΔI_m на границах раздела различных сред, то определение ΔI_m производится методом последовательных приближений. Задавая первичное произвольное распределение $\Delta I_{m(1)}$ на границах раздела, можно определить значение $E_{ncp(1)}$ и через него — вторичное, исправленное распределение $\Delta I_{m(2)}$. Повторяя эту процедуру, можно добиться совпадения токов $\Delta I_{m(n)}$ и $\Delta I_{m(n-1)}$ с желаемой степенью точности.

Степень расхождения значений токов одновременно будет служить критерием оценки точности последовательных приближений. Первичное распределение токов на границах раздела в самом простом случае может быть определено по закону распределения E_n при условии отсутствия всех границ раздела. Более целесообразной является методика замены областей с относительно большими значениями γ_i (т. е. μ_i) на области с $\gamma \rightarrow \infty$. При этом можно получить предварительные данные для более быстрого завершения процесса приближений.

Методику определения нормальной составляющей E_n на границах раздела различных сред можно несколько упростить, если применить специально приспособленную для этой цели модель. На такой модели задание токов на границах осуществляется при помощи специальной коллекторной

шины, состоящей из отдельных проводящих пластин, расположенных вдоль изолирующей основы (разреза) по границе раздела. Сама шина должна быть изготовлена таким образом, чтобы можно было измерять ток, проходящий через пластину. Для этой цели пластина может быть изготовлена из двух проводящих частей, разделенных изолирующей перегородкой. Соединяя эти части с измерителем, можно определить ток через пластины. Величина этого тока дает произведение $\gamma E_{ncp} \Delta s$ на данном участке. При измерениях пластина, в которой определяется E_{ncp} , отключается от питания током ΔI_m .

Следует особо отметить, что изложенный способ моделирования неоднородных сред позволяет существенно расширить возможности сеточных интеграторов с нерегулируемыми сопротивлениями, которые вследствие простоты конструкции могут быть изготовлены с большим количеством узловых точек. При применении сеточных интеграторов сильно упрощается процедура определения E_{ncp} на границах раздела и задания токов в сеточных узлах.

Рассмотрим случаи, когда граница раздела различных сред может проходить по областям, где $E_{стор} \neq 0$. В этих случаях определение E_{ncp} производится для величины $(E_{стор} + E_2)_n$, а ток в данной точке границы раздела, подводимый для учета разности $\pm E_{стор}(\gamma_1 - \gamma_2)$, не отключается. Действительно, если бы неоднородные среды моделировались средами с различными проводимостями, то на границе их раздела следовало бы задать токи $\pm \Delta I = \Delta s E_{стор}(\gamma_1 - \gamma_2)$. Но так как на модели среда имеет однородную проводимость, то к этим токам на границе раздела должны быть добавлены равные по величине и противоположные по знаку токи, учитывающие намагниченность материала.

В заключение отметим, что предложенная методика особенно удобна для моделирования осесимметричных и трехмерных полей.

Литература

1. Демирчян К. С., Общий метод моделирования вихревых магнитных полей в однородной среде, «Электричество», 1966, № 9.
2. Тетельбаум И. М., Электрическое моделирование, Физматгиз, 1959.
3. Гринберг Г. А., Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений, Изд-во АН СССР, М., 1948.

[16.1.1364]



Расстановка секционирующих устройств в распределительной сети

Канд. техн. наук В. В. КЕРНОГО

Минск

Надежность электроснабжения потребителей, питаемых распределительной сетью напряжением 6—20 кВ, может быть значительно повышена путем введения в схему секционирующих устройств.

Исследования накопленного опыта эксплуатации распределительных сетей в нашей стране и за рубежом показали [Л. 1 и 2], что удельный ущерб на единицу длины сети от недоотпуска электроэнергии y , плотность потока повреждений λ и время перерыва в электроснабжении $T_{\text{п}}$ могут быть приняты постоянными. Следовательно, может быть принята постоянной и вероятность повреждения единичного участка сети p .

Если рассмотреть неразветвленный участок сети между двумя узловыми точками A и B (рис. 1) при условии, что питаемая участком нагрузка равномерно распределена по длине и одинаково чувствительна к перерывам электроснабжения, то местоположение любого заданного числа секционирующих устройств n определяется из следующего выражения:

$$Y = Cpy [L(L - l_1) + l_1(l_1 - l_2) + l_2(l_2 - l_3) + \dots + l_{n-1}(l_{n-1} - l_n) + l_n^2], \quad (1)$$

где Y — суммарный ущерб по участку;

C — величина отпускаемой электроэнергии за год.

Выражение (1) составлено на основании свойства схемы последовательного питания потребителей — при повреждении любого элемента сети между соседними секционирующими устройствами отключаются все последующие, а все предыдущие остаются в работе.

Ущерб на участке сети с n секционирующими устройствами равен:

$$Y = Cpy \frac{L^2(n+2)}{2(n+1)}. \quad (2)$$

Экономически обоснованное количество секционирующих устройств $n_{\text{ок}}$ может быть найдено путем сопоставления расчетных затрат по установке и эксплуатации их, с одной стороны, и получае-

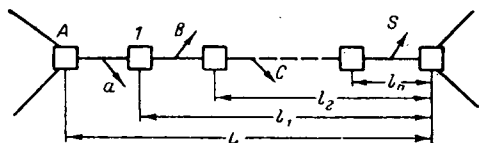


Рис. 1. Расстановка секционирующих устройств на неразветвленном участке сети.

1, 2, ..., n — секционирующие устройства;
a, b, c, ..., s — потребители.

мому эффекту от уменьшения ущерба, с другой [Л. 3].

Решение задачи расстановки секционирующих устройств значительно усложняется, если перейти к рассмотрению распределительной сети в целом, учитывая, что нагрузки сосредоточены в отдельных точках, величина нагрузок непрерывно растет, развивается и сама сеть вследствие присоединения новых потребителей, изменяются во времени параметры, характеризующие повреждаемость сети. Требуется, таким образом, определить:

1) количество и место секционирующих устройств в проектируемой сети;

2) место и время введения в схему дополнительных секционирующих устройств в связи с изменением в процессе эксплуатации основных параметров сети.

Характеризуем распределительную сеть степенью разветвленности — количеством разветвлений от пункта питания до потребителей. Разветвления, имеющие одинаковый номер, называются разветвлениями одного и того же порядка. Счет порядков разветвлений ведется от пункта питания.

Учитывая, что при срабатывании секционирующего устройства отключаются все питающиеся через него потребители и что оптимальное количество секционирующих устройств всегда будет меньше количества участков сети, возможными точками установки секционирующих устройств являются начала участков.

Рассмотрим простейший случай выбора места установки одного секционирующего устройства в сети (рис. 2, а). Здесь возможны два варианта — в точке A или в точке B . Определим величину ущерба в обоих случаях

$$Y_A = k [P_A l_A + P(L - l_A)]; \quad (3)$$

$$Y_B = k [P_B l_B + P(L - l_B)], \quad (4)$$

где k — коэффициент пропорциональности;

P — суммарная нагрузка сети;

L — суммарная длина сети.

Выражения (3) и (4) могут быть представлены следующим образом:

$$Y_A = k [PL + l_A(P_A - P)];$$

$$Y_B = k [PL + l_B(P_B - P)].$$

Для того чтобы определить точку, соответствующую меньшему ущербу, достаточно сопоставить величины

$$l_A(P_A - P) \leq l_B(P_B - P).$$

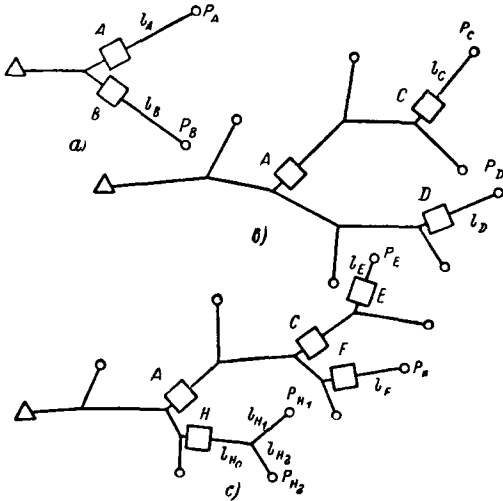


Рис. 2. Возможные варианты поочередной расстановки секционирующих устройств. а — первого; б — второго; с — третьего.

Соотношение (5) может быть распространено на случай отыскания наилучшего места положения одного секционирующего устройства при наличии m ответвлений данного порядка. В этом случае определяется такое ответвление R , для которого

$$l_R(P_R - P) = \text{мин.} \quad (6)$$

Рассмотрим возможные ситуации расположения второго секционирующего устройства. Характерными точками (рис. 2, б) являются C и D — последовательная и параллельная установки относительно имеющегося секционирующего устройства A .

Если обозначить через l_C и l_D , P_C и P_D — суммарные длины сети и нагрузки за соответствующими точками C и D , то с учетом уже принятых обозначений можно записать:

$$Y_C = k[P_C l_C + P_A(l_A - l_C) + P(L - l_A)];$$

$$Y_D = k[P_D l_D + P_A l_A + P(L - l_A - l_D)]$$

или

$$Y_C = k[P_A l_A + P(L - l_A) + l_C(P_C - P_A)];$$

$$Y_D = k[P_A l_A + P(L - l_A) + l_D(P_D - P)].$$

Введем обозначение

$$P_A l_A + P(L - l_A) = S,$$

тогда

$$Y_C = k[S + l_C(P_C - P_A)];$$

$$Y_D = k[S + l_D(P_D - P)].$$

Следовательно, поиск наилучшего варианта для точек равного порядка разветвления при наличии одного секционирующего устройства выполняется по выражениям двух видов:

$$l_C(P_C - P_A) = \text{мин} \quad (7)$$

для точек части схемы, отделяемой секционирующим устройством A и

$$l_D(P_D - P) = \text{мин} \quad (8)$$

для точек в оставшейся части схемы.

Аналогично получены выражения для исследования вариантов установки третьего секционирующего устройства (рис. 2, в).

На основании выражений (6) можно сформулировать общее правило, значительно облегчающее поиск места расположения очередного секционирующего устройства в распределительной сети. Ущерб по всей схеме при введении секционирующего устройства в данную точку пропорционален длине участка сети, отделяемого данным секционирующим устройством, умноженной на разность мощностей потребителей за данной точкой и за ближайшим от расчетной точки секционирующим устройством, расположенным в направлении к пункту питания.

Время, требуемое для выполнения расчетов по предлагаемому правилу, уменьшается в сравнении с общепринятым методом [выражение (1)] в 2^{N-1} раз, где N — номер секционирующего устройства в очередности установки.

Введение каждого секционирующего устройства может потребовать некоторого смещения местоположения ранее рассчитанных, чтобы в целом по схеме получить минимальный ущерб.

Уточнение местоположения предыдущих секционирующих устройств выполняется путем поочередного задания каждому устройству положений в соседних узлах сети с проверкой эффекта каждого шага по величине ущерба всей схемы.

Проведенные расчеты показали, что такие перемещения имеют место в распределительной сети, питающей потребителей расположенных цепочкой, т. е. когда явно выражена магистральная линия, от которой отходят ответвления на один или группу потребителей. В таком случае целесообразнее сеть сводить к виду — одна линия с равномерно распределенной по длине нагрузкой, и расчет выполнять по выражению (2).

Рассмотрим задачу поиска оптимального количества секционирующих устройств, устанавливаемых при сооружении сети, и сроки введения дополнительных в процессе эксплуатации по причине роста нагрузки, а следовательно, и изменения величины ущерба при перерывах электроснабжения.

Из рис. 3 видно, что ежегодный эффект от добавления каждого последующего секционирующего устройства уменьшается. Годовые расчетные затраты Z для каждого устройства постоянны. Зависимость $Z = f(n)$ выражается прямой линией. Следовательно, для каждой схемы целесообразно установить то количество секционирующих устройств, соответствующим которым выполняется условие

$$Y - Y(n) \geq Z = f(n), \quad (9)$$

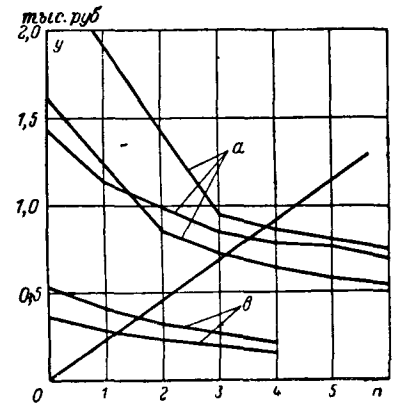


Рис. 3. Изменение величины ущерба в зависимости от количества секционирующих устройств. а — схемы с разветвлениями восьмого порядка; б — схемы с разветвлениями пятого порядка.

где Y — ущерб в сети без секционирующих устройств;

$Y(n)$ — ущерб в сети при установке в ней n секционирующих устройств.

Условию (12) удовлетворяют все точки, расположенные выше прямой $Z=f(n)$.

Для каждого последующего устройства вследствие возрастания годового ущерба в сети в связи с ростом нагрузки можно определить время выполнения условия (9).

Допустим¹, что величина ущерба изменяется по закону, соответствующему закону роста нагрузки в распределительной сети,

$$Y_t = Y_0(1+q)^t,$$

где Y_0 — общий ущерб в сети при установке в ней секционирующих устройств;

Y_t — то же в момент времени t ;

q — ежегодный рост ущерба.

Тогда время t введения в сеть секционирующего устройства $N=n+k$ ($k=1, 2, 3, \dots, m$) определяется из равенства

$$Y_0(1+q)^t = 3(n+k);$$

отсюда

$$t = \frac{\ln \frac{3(n+k)}{Y_0}}{\ln(1+q)}. \quad (10)$$

Результат расчета округляется до ближайшего большего значения.

Полученные выражения справедливы и в случае добавления в процессе эксплуатации сети участков линий, питающих вновь присоединенных потребителей. Следует только ожидать некоторого увеличения продолжительности расчета вследствие большего количества перемещений ранее рассчитанных секционирующих устройств.

Выводы. 1. Изложенная методика расстановки секционирующих устройств в распределительной сети решает вопросы поиска местоположения этих устройств, определения оптимального количества их при проектировании сети и сроков ввода дополнительных устройств в процессе эксплуатации.

2. Выявленные зависимости и предлагаемые упрощенные формулы расстановки секционирующих устройств в распределительной сети значительно уменьшают время выполнения расчетов одного варианта, делают перебор возможных вариантов целенаправленным.

Приложение. Пример расчета. Заданы:

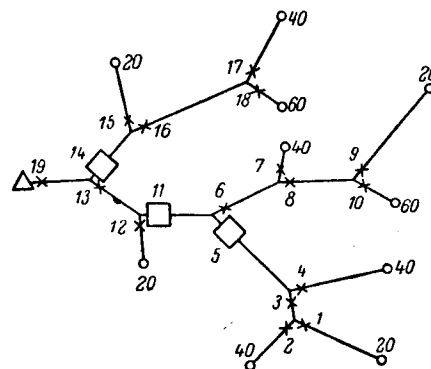
1. Схема распределительной сети (рис. 4), длина отдельных участков, км, величины нагрузок, кВт.
2. Годовые расчетные затраты на одну секционирующую установку, $Z=240$ руб. (типа ВМН-10).
3. Средняя вероятность повреждений $p=2,5 \cdot 10^{-4}$; средняя интенсивность восстановления $\mu = \frac{1}{6,7} = 0,15$ 1/ч (средняя продолжительность одного аварийного отключения линии 6—7 ч); число часов использования максимальной нагрузки $T_{\max}=3500$ ч, удельный ущерб $y=0,15$ руб/кВт·ч в год; коэффициент ежегодного роста ущерба $q=1,05$.

Схема, показанная на рис. 4, характеризуется пятью порядками разветвления. Расчетные точки: разветвления 1-го порядка — 13, 14; разветвления 2-го порядка — 11, 12, 15, 16;

¹ В более строгом изложении следует учитывать влияние на изменение величины ущерба в процессе эксплуатации таких факторов, как повышение культуры эксплуатации, изменение характеристик надежности работы оборудования и т. п.

Рис. 4. К примеру расчета.

* — возможные места установки секционирующих устройств; —□— оптимальная расстановка на момент проектирования; 40 — нагрузка потребителей, кВт.



разветвления 3-го порядка — 5, 6, 17, 18 и т. д. Из точек каждого порядка (по выражению (6)) выбираем одну. Таковыми являются: 13, 11, 6, 8, 10. Минимальный ущерб соответствует точке 11.

Находим расчетные точки для части схемы, отсекаемой в точке 11 и оставшейся части схемы. В обеих группах точек находятся по выражениям (7) и (8) точки установки секционирующих устройств с минимальной величиной ущерба по всей схеме, из которых выбирается одна. Таковой является точка 14. Производим уточнение положения точки 11 путем задания условия, что секционирующее устройство из точки 11 перемещается в точки 13, 6. Расчет показывает, что ущерб минимален для точки 11.

Находим место установки следующего секционирующего устройства (точка 5). При проверке местоположения предыдущих оказывается, что секционирующее устройство из точки 11 целесообразно переместить в точку 6. Следующей находится точка 13, при этом все предыдущие остаются на месте.

Величина ущерба по сети без секционирующих устройств $Y = ypT_{\max} \sum P \Sigma l = 3500 \cdot 0,15 \cdot 2,5 \cdot 10^{-4} \cdot 360 \cdot 36 = 1688$ руб.

Результаты расчетов величин ущербов с секционирующими устройствами и затрат на секционирующие устройства сведены в таблицу.

Точка установки секционирующих устройств	Ущерб по сети, руб.	Эффект $Y-Y_n$, руб.	Затраты на секционирующие устройства, руб.
11	1294	394	240
11, 14	1012	668	480
11, 14, 5	840	848	720
11, 14, 5, 13	786	902	980

Как видно из таблицы, установка трех секционирующих устройств в точках 11, 14 и 5 при сооружении сети экономически оправдана.

Для определения времени установки следующего секционирующего устройства (в точке 13) воспользуемся выражением (10)

$$t = \frac{\ln \frac{3(n+k)}{Y_0}}{\ln(1+q)}.$$

Следовательно, установка четвертого секционирующего устройства целесообразна через 2 года.

Литература

1. Зиль Н. М., К оценке надежности и эффективности работы распределительных сетей с автоматическим секционированием, «Электричество», 1966, № 2.
2. Sieno C. F., Stine L. L., A Probability Method for Determining the Reliability of Electric Power Systems, 1964, № 2.
3. Основные методические положения технико-экономических расчетов в энергетике, «Электричество», 1959, № 10.
4. Эб и Л. Е. и Левин М. С., Выбор сечений проводов сельских воздушных линий и замена проводов в процессе эксплуатации с учетом роста нагрузок, Научные труды ВИЭСХ, 1960, т. VI.

Ток шихты ферросилициевых печей мощностью 16,5 Мва

И. Т. ЖЕРДЕВ, И. И. ПОЛЯКОВ, А. И. ИВОНИН, Д. П. МОСКОВЦЕВ
и Е. С. ЯСЬКОВ

Днепропетровский металлургический институт

На многих заводах страны ферросилиций производится в печах мощностью от 8,5 до 16,5 Мва. На основании теоретических предпосылок можно было бы ожидать улучшения технико-экономических показателей работы более крупных печей мощностью 16,5 Мва, имеющих конструкцию, подобную печам меньшей мощности. Практика эксплуатации печей 16,5 Мва не подтверждает этого положения. В частности, при выплавке 75%-ного ферросилиция среднемесячные удельные расходы электроэнергии и сырых материалов на этих печах во многих случаях были выше, чем на открытых печах меньшей мощности. Поэтому следует полагать, что возможности повышения производительности и улучшения технико-экономических показателей работы ферросилициевых печей 16,5 Мва еще недостаточно исчерпаны.

Для сравнения в табл. 1 приводится краткая характеристика исследованных печей.

Таблица 1

Обозначения	Печи мощностью 9,5 Мва	Печи мощностью 16,5 Мва
Диаметр ванны по кожуху, мм	6 200	7 800
Диаметр ванны по кладке, мм	4 550	6 150
Диаметр электродов, мм . . .	950	1 150
Диаметр распада электродов, мм	2 480	2 900
Глубина ванны по кладке, мм	2 290	2 350
Фазное напряжение на электродах, в	(75—80)	(85—90)
Ток со стороны обмоток низшего напряжения трансформаторов, а	34 900	58 600
Потребляемая пчью активная мощность, Мвт	8,5	13,5

Исследование работы ферросилициевых печей подтвердило предположение о том, что в шихтовых материалах ванн этих печей всегда протекает ток. Результаты исследования распределения плотности тока шихты некоторых ферросилициевых печей опубликованы в [Л. 1 и 2]. Опытные данные, полученные на многих трехфазных печах с ваннами круглого сечения мощностью порядка 10 Мва, позволяют отметить общие особенности распределения плотности тока шихты:

1. Как правило, плотность тока шихты увеличивается по мере удаления от поверхности колошника.

2. Значение плотности тока уменьшается с увеличением расстояния до поверхности электрода.

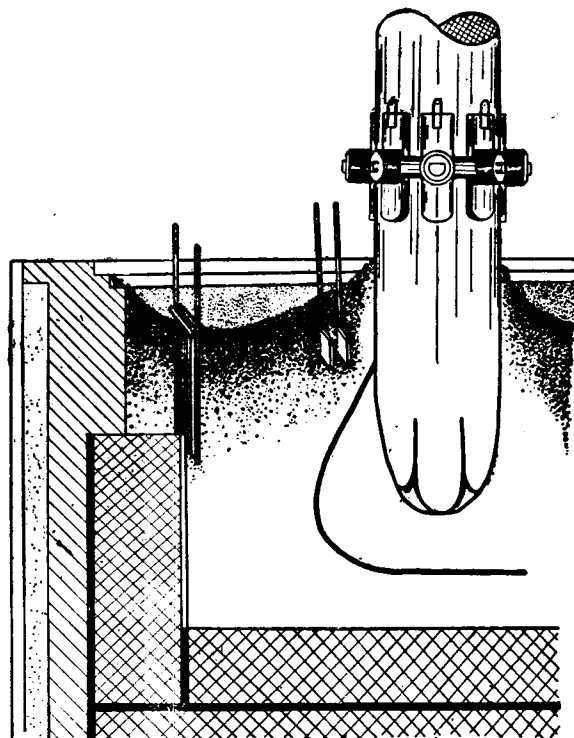
3. На каждом из горизонтов рабочего пространства печей с неподвижными ваннами ток от боковых поверхностей электродов обычно растекается приблизительно равномерно по всем направлениям.

4. При выплавке сплава с повышенным содержанием кремния плотность тока шихты уменьшается.

Первая из этих особенностей подтверждает представление о снижении удельного сопротивления шихты, удаленной от поверхности колошника, вследствие повышения температуры и увеличения давления. Вторая — обусловлена конической формой трубки тока шихты, площадь сечения которой увеличивается по мере удаления от электродов. Третья особенность обусловлена целесообразным соотношением геометрических параметров печи (диаметрами ванны, электродов и распада печи). Приближенные расчеты показывают [Л. 3], что изменение каждого из перечисленных размеров связано с изменением степени равномерности распределения тока и общего сопротивления шихты печи. Четвертая особенность вызвана изменением состава шихты и характером процессов, свойственных выплавке каждого из сплавов.

В статье приведены данные о плотности тока шихты ферросилициевых печей мощностью 16,5 Мва, установленных на наших заводах в последние годы. Во время исследования фазное напряжение на электродах поддерживалось в пределах 95—100 в при полной загрузке печных трансформаторов по току.

Усредненные по данным многих измерений значения плотности тока шихты ферросилициевых печей 16,5 Мва приведены в табл. 2 и 3. Там же помещены усредненные данные аналогичных измерений на печах мощностью 9—10 Мва. Из таблиц видно, что у печей одинаковой мощности при вы-



плавке ферросилиция марки Сu 45 плотность тока шихты примерно в 2—3 раза выше, чем при выплавке ферросилиция Сu 75. Таблицы показывают также, что плотность тока шихты печей 16,5 Мва существенно отличается от плотности тока печей меньшей мощности.

При выплавке Сu 45 плотность тока шихты у печей мощностью 9—11 Мва изменялась в пределах от 0,6 до 1,9 а/см², а у печей мощностью 16,5 Мва при тех же условиях эта плотность тока оказалась примерно в 2 раза меньше (0,22—0,85 а/см²).

При выплавке Сu 75 плотность тока шихты у печей 9—11 Мва колебалась вблизи электродов разных фаз в пределах 0,35—1,12 а/см², а у печей 16,5 Мва она была почти в 3 раза меньше (0,1—0,3 а/см²).

Для оценки особенностей электрических режимов исследованных печей был приближенно рассчитан полный ток шихты. Оказалось, что при выплавке Сu 45 ток шихты у печей мощностью 9—11 Мва составлял около 60% общего тока печи, а у печей 16,5 Мва только 30% общего тока. При выплавке Сu 75 ток шихты был примерно равен 30% общего тока у печей 9—11 Мва и 15% у печей 16,5 Мва.

Опытные и расчетные данные показали, что у печей 16,5 Мва основная часть тока проходила через электрические дуги. Можно считать, что режим работы этих печей во время выплавки Сu 75

был близок режиму дуговых сталеплавильных печей.

При выявлении причин, вызвавших значительное уменьшение тока шихты печей повышенной мощности, необходимо было учитывать, что эти печи по размерам и условиям работы значительно отличались от печей меньшей мощности. В частности, печи 16,5 Мва имели относительно малую высоту проводящей футеровки стен и увеличенные размеры ванн и электродов. Кроме того, печи 16,5 Мва снабжались шихтовыми материалами иного происхождения, чем печи 9—11 Мва, и работали на повышенном напряжении и с низким колошником. Ориентировочная оценка каждой из перечисленных особенностей позволила выбрать в качестве наиболее вероятной причины понижения тока шихты печей мощностью 16,5 Мва устройство футеровки.

Обычно футеровка пода и нижней части боковых стен ферросилициевых печей по соображениям надежности работы выполняется из угольных блоков. Такая футеровка, обладающая высокой электропроводностью, выполняет роль нулевой точки цепи трехфазной печи. По мере увеличения высоты проводящей футеровки боковых стен, соприкасающихся с шихтой рабочего пространства, увеличивается фазовый ток и уменьшается общее сопротивление печи.

Для проверки зависимости тока шихты от конструкции футеровки были поставлены специальные опыты. В верхней части боковой стенки ванны печи 16,5 Мва, выплавлявшей ферросилиций Сu 75, был устроен участок искусственной проводящей футеровки, в качестве которой использовалась металлическая конструкция из стальных стержней диаметром 25 мм. Несколько стержней длиной около 1 м под прямым углом приваривались к поперечному стержню того же диаметра. Вся эта конструкция в собранном виде напоминала гребенку с удлиненными зубьями. С помощью труб, приваренных к поперечному стержню, конструкция погружалась в ванну действующей печи вблизи боковой стенки на глубину около 1200 мм. Нижние концы вертикальных стержней при этом размещались около торцов угольных блоков проводящей футеровки стен печи.

Размещение искусственной проводящей футеровки в ванне печи схематически показано на рисунке. Включением рубильника металлическая конструкция могла быть подключена к угольным блокам летки и пода. В этом случае она выполняла роль проводящей футеровки боковой стенки печи.

Как видно из рисунка, зонды для измерения плотности тока шихты размещались между электродом и металлической конструкцией и в процессе опытов погружались на глубину до 400 мм. Для каждой из глубин погружения зондов измерения производились непосредственно одно за другим при замкнутой и разомкнутой внешней цепи искусственной футеровки, соединяющей ее с подом печи.

В табл. 4 приведены результаты измерений плотности тока шихты вблизи электродов первой и второй фаз. Как видно из этой таблицы, плотность тока шихты при отключенной искусственной футеровке оказалась весьма малой, в пределах

Таблица 2

Глубина погружения измерительных зондов, мм	Плотность тока шихты, а/см ²					
	Печь 16,5 Мва			Печь 9—11 Мва		
	Электрод I фазы	Электрод II фазы	Электрод III фазы	Электрод I фазы	Электрод II фазы	Электрод III фазы
200	0,23	0,22	0,26	0,60	0,65	0,55
300	0,50	0,57	0,45	0,95	0,86	0,90
400	0,55	0,61	0,60	1,45	1,34	1,50
450	0,75	0,76	0,73	1,60	1,55	1,63
Расстояние от электрода до измерительного зонда, мм	200	250	250	300	300	300

Таблица 3

Усредненные значения плотности тока шихты ферросилициевых печей при производстве Сu 75

Глубина погружения измерительных зондов, мм	Плотность тока шихты, а/см ²					
	Печь 16,5 Мва			Печь 9—11 Мва		
	Электрод I фазы	Электрод II фазы	Электрод III фазы	Электрод I фазы	Электрод II фазы	Электрод III фазы
200	0,25	0,10	0,12	0,35	0,50	0,45
300	0,25	0,13	0,14	0,55	0,62	0,58
400	0,27	0,17	0,16	0,73	0,76	0,78
450	0,30	0,22	0,19	0,95	0,12	0,95
Расстояние от электрода до измерительного зонда, мм	200	250	250	300	300	300

Таблица 4

Плотность тока шихты печи 16,5 Мва в зоне действия искусственной футеровки

Место установки измерительных зондов	Плотность тока шихты, а/см ²		
	Глубина погружения зондов, мм	Внешняя цепь металлической футеровки разомкнута	Внешняя цепь металлической футеровки замкнута
Вблизи электрода I фазы	120—150	0,026	0,25
	150—180	0,026	0,35
	180—200	0,026	0,46
	250	0,026	0,58
Вблизи электрода II фазы	300	0,12	0,53
	350	0,16	0,53
	400	0,16	0,56
	450	0,18	0,68

0,026—0,18 а/см². Подключение искусственной футеровки к поду печи сопровождалось увеличением плотности тока до значений 0,25 и 0,68 а/см². Последние значения плотности тока шихты близки к значениям, измеренным нами ранее в аналогичных условиях на печах мощностью 9—11 Мва.

Результаты опытов показали, что причиной малой плотности тока шихты в периферийных частях ванн ферросилициевых печей 16,5 Мва является недостаточная высота проводящей футеровки стен. Данные табл. 5 подтверждают, что абсолютная и особенно относительная высота проводящей футеровки стен печей 16,5 Мва значительно меньше, чем у печей меньшей мощности.

На основании проведенных опытов можно считать, что удельная проводимость шихтовых материалов более крупных печей мало отличалась от проводимости шихты печей меньшей мощности.

Поэтому малые значения токов шихты в центральной части ванны и между электродами объясняются только своеобразным методом загрузки печи.

Ранее было указано, что печи 16,5 Мва работали с низким колошником. Шихта не периферийной части ванны и возле электродов размещалась приблизительно на уровне борта печи, а в центральной части печи и между электродами поверхность колошника была на 700—900 мм ниже того же борта. При таком колошнике снижалось сечение токопровода шихты и уменьшались токи между соседними электродами и в направлении центра печи.

Таким образом, результаты исследования электрических цепей ванн ферросилициевых печей подтвердили, что отношение тока дуги и тока шихты печи зависит как от величины приложенного к ним напряжения, так и от степени заполнения ванн шихтовыми материалами.

Весьма существенное влияние на величину токов шихты и дуги оказывает также конструкция печи, в частности, высота угольной футеровки боковых стен, диаметр распада электродов и др.

В свою очередь, относительная величина тока дуги оказывает существенное воздействие на внутреннее строение ванн печей, выплавляющих фер-

Таблица 5

Высота проводящей футеровки стен ферросилициевых печей

Мощность печей, Мва	Высота проводящей футеровки стен, мм	Высота ванн печей, мм	Отношение
10	1 350	1 950	0,69 (100%)
16,5	1 200	2 350	0,51 (74%)

росилиций [Л. 4]. Как правило, уменьшение тока шихты при прочих равных условиях вызывает повышение мощности электрических дуг каждого из электродов печи и соответственно увеличение объемов полостей [Л. 5 и 6], окружающих эти электроды. Одновременно изменяются и другие размеры, характеризующие строение ванны печи. В частности, с увеличением объемов полостей уменьшается толщина слоя шихты, перекрывающей полости и несколько увеличивается высота уровня расплава относительно проектного пода печи с соответствующим уменьшением погружения электродов в шихту. В результате этого зоны высоких температур (полости) перемещаются вверх к колошнику. Несомненно также, что при этом повышаются тепловые потери за счет увеличения температуры колошника, интенсивного выделения паров и газов через свищи и т. д.

На основании изложенного приходим к выводу, что для улучшения технико-экономических показателей работы ферросилициевых печей 16,5 Мва с неподвижной ванной необходимо прежде всего повысить уровень загрузки шихты в печи с таким расчетом, чтобы в большей мере перекрыть полости и таким образом уменьшить потери рабочего пространства печей.

Считаем необходимым указать на то, что при чрезмерном повышении уровня колошника токи шихты от электрода к электроду могут увеличиться до такой величины, что трудно будет сохранить устойчивую и достаточно глубокую посадку электродов в шихту.

Литература

1. Жердев И. Т., Ток шихтовых материалов ферросилициевой печи, «Электричество», 1957, № 5.
2. Жердев И. Т., Поляков И. И., Давату В. Н. и Московцев Д. П., Распределение плотности тока шихтовых материалов вращающейся ферросилициевой печи, «Электричество», 1962, № 8.
3. Жердев И. Т. и Занузванный Т. А., К вопросу о выборе основных геометрических размеров ферросплавной печи, «Научные труды Днепропетровского металлургического института», вып. X, Днепропетровск, 1959.
4. Жердев И. Т., Поляков И. И. и Московцев Д. П., Размеры газовых полостей ферросилициевых печей, «Сталь», 1965, № 8.
5. Жердев И. Т., Давату В. Н. и Поляков И. И., Исследование строения рабочего пространства ферросилициевой печи, Изв. вузов, Черная металлургия, 1960, № 9.
6. Жердев И. Т., Деханов И. М. и др., Строение ванны печи, выплавляющей сорокапятипроцентный ферросилиций, Изв. вузов, Черная металлургия, 1962, № 3.

[29.8.1966]



Об одной аппроксимации характеристик дросселя с подмагничиванием

Доц. С. Н. АНДРЕЕВ и Г. Г. ГУСЕВ

Московский энергетический институт

Дроссель с подмагничиванием является основным элементом феррорезонансного триггера (рис. 1), находящего широкое применение. Дроссель имеет резонансную катушку, обтекаемую переменным током i . Эта катушка навивается на два тороидальных сердечника, сложенных вместе. Цепь управления питается от источника тока i_c и состоит из двух одинаковых катушек, намотанных каждая на свой сердечник. Показанное на рис. 1 сопротивление r имитирует потери, возникающие в дросселе.

Для расчета триггера и анализа его работы в широком диапазоне установившихся режимов необходимо получить аналитическую аппроксимацию вольт-амперных характеристик дросселя, т. е. зависимости действующих значений напряжения U_L на катушке от тока I в ней при токе управления i_c как параметре.

в котором связь между коэффициентами a_1, a_3, a_5 и током управления учитывается полиномами второй степени

$$\left. \begin{aligned} a_1 &= \alpha_0 + \alpha_2 i_c^2; \\ a_3 &= \beta_0 + \beta_2 i_c^2; \\ a_5 &= \gamma_0 + \gamma_2 i_c^2. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Коэффициенты a_1, a_3, a_5 полинома пятой степени устанавливаются по экспериментальным кривым для каждого значения i_c . Их зависимости от тока i_c аппроксимируются квадратными параболлами; при этом находятся коэффициенты полиномов второй степени.

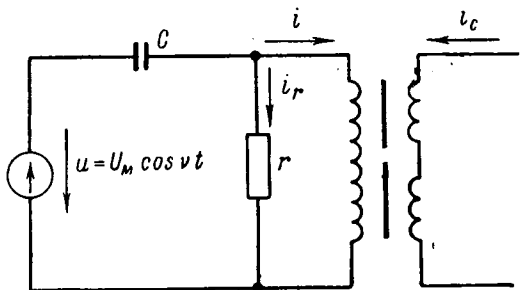


Рис. 1.

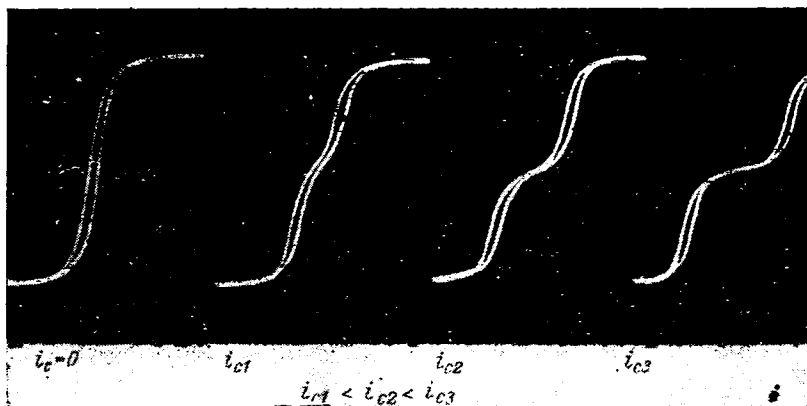


Рис. 2.

Уравнение триггера имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{C} \int i(\Psi) dt + \frac{1}{C} \int i_r dt + \frac{d\Psi}{dt} &= U_m \cos vt; \\ i_r &= \frac{d\Psi}{dt} \cdot \frac{1}{r}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где Ψ — результирующее потокосцепление резонансной катушки, представляющее собой сумму его переменной Ψ_{\sim} и постоянной Ψ_0 , составляющих. Из уравнений (1) получаем:

$$\frac{d^2\Psi}{dt^2} + \frac{1}{rC} \frac{d\Psi}{dt} + \frac{1}{C} i(\Psi) = -\nu U_m \sin \nu t. \quad (2)$$

На рис. 2 показаны зависимости переменной составляющей потокосцепления Ψ_{\sim} от тока i . Эти кривые при их усреднении могут быть аналитически представлены полиномом пятой степени

$$i(\Psi_{\sim}) = a_1 \Psi_{\sim} - a_3 \Psi_{\sim}^3 + a_5 \Psi_{\sim}^5, \quad (3)$$

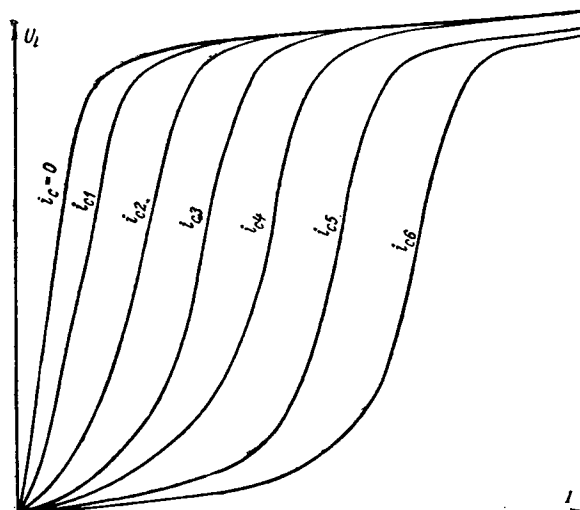


Рис. 3.

К реализации RC и RL двухполюсников каноническими схемами

Канд. техн. наук Я. К. ТРОХИМЕНКО

Киевский политехнический институт

Входную функцию линейной цепи с конечным числом сосредоточенных постоянных в общем случае можно описать рациональной дробью

$$F(p) = \frac{a_n p^n + a_{n-1} p^{n-1} + \dots + a_1 p + a_0}{b_m p^m + b_{m-1} p^{m-1} + \dots + b_1 p + b_0}, \quad (1)$$

где $p = \sigma + j\omega$ — комплексная частота; a и b — постоянные.

Если функция (1) удовлетворяет условиям физической осуществимости ее двухполюсником с элементами R и L или R и C , то она может быть реализована каноническими схемами Фостера или Кауэра, имеющими минимальное число элементов [Л. 1].

При синтезе RC и RL двухполюсников по Кауэру функцию (1) раскладывают в цепную (непрерывную) дробь делением числителя на знаменатель и инвертированием остатка, причем каждое деление производят до получения в частном одного члена нулевой, первой или минус первой степени p .

Дополнительную реализацию цепной дроби можно получить, если каждое деление производить до получения в частном двух членов — нулевой и первой или нулевой и минус первой степени p .

Техника деления в этом случае очевидна из следующего примера:

$$\frac{a_1 p^v + a_2 p^{v-1} + a_3 p^{v-2} \dots}{a_1 p^v + \frac{a_1 b_2}{b_1} p^{v-1} + \dots} \left| \frac{b_1 p^{v-1} + b_2 p^{v-2} \dots}{\frac{a_1}{b_1} p + \frac{a_2}{b_2} \dots} \right.$$

$$\frac{\left(a_2 - \frac{a_1 b_2}{b_1} \right) p^{v-1} + a_3 p^{v-2} \dots}{\frac{b_1 a_2}{b_2} p^{v-1} + a_3 p^{v-2} \dots}$$

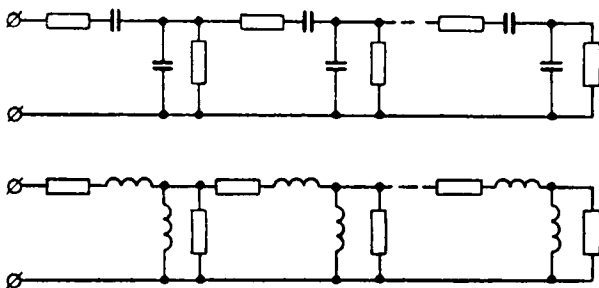


Рис. 1.

При использовании разложения такого вида функцию (1) можно представить формулой

$$F(p) = \alpha_1 p + \beta_1 + \frac{1}{\frac{\alpha_2}{p} + \beta_2 + \frac{1}{\alpha_3 p + \beta_3 + \dots}} \quad (2)$$

или формулой

$$F(p) = \frac{\gamma_1}{p} + \delta_1 + \frac{1}{\gamma_2 p + \delta_2 + \frac{1}{\frac{\gamma_3}{p} + \delta_3 + \dots}} \quad (3)$$

где α , β , γ и δ — постоянные.

Разложения (2) и (3) реализуются схемами, показанными на рис. 1. Эти схемы являются каноническими и более удобными, чем классические канонические схемы Кауэра, так как позволяют учесть потери в реальных конденсаторах и катушках индуктивности.

В некоторых практических задачах, возникающих при проектировании линейных схем, имеется необходимость в реализации исходных функций двухполюсниками со звеньями мостового типа. Канонические схемы RC и RL двухполюсников мостового типа можно построить, используя методику, подобную предложенной в [Л. 2] для реализации двухполюсников без потерь. Для этого по формулам (2) или (3) определяется первое Г-образное звено одной из схем, показанных на рис. 1, и между ним и остальной частью схемы включается идеальный трансформатор (рис. 2,а). Эквивалентные параметры Y_{11} и Y_{22} (или Z_{11} и Z_{22}) четырехполюсника, отмеченного на рис. 2,а пунктирной линией приравниваются к соответствующим параметрам такого мостового звена (рис. 2,б), у которого входные и выходные полные проводимости или полные сопротивления на нулевой и бесконечной частотах имеют такой же характер, как и у замещаемого звена. Варианты мостовых звеньев показаны на рис. 3.

Приравнивая коэффициенты при одинаковых степенях p в числителях и знаменателях выражений для эквивалентных параметров Г-образного и мостового звеньев, получаем систему уравнений, решение которой дает искомые значения параметров мостового звена, эквивалентного Г-образному. Подобная процедура повторяется до полной реализации заданной входной функции звеньями мостового типа.

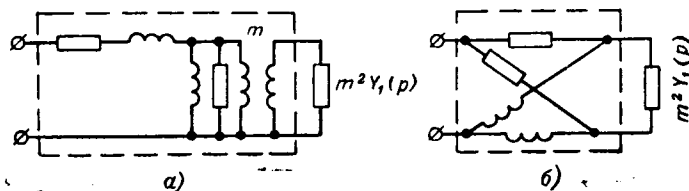


Рис. 2.

Рассмотрим построение зависимостей действующих значений напряжения на катушке от тока в ней при токе управления как параметре. В первом приближении предположим, что решением дифференциального уравнения (2) служит гармоническая функция времени

$$\Psi_{\sim} = A \cos \gamma t, \quad (5)$$

где A — амплитуда переменной составляющей потокосцепления.

Тогда с учетом принятой выше аппроксимации получаем для мгновенного значения тока

$$i = a_1 A \cos \gamma t - \frac{3}{4} a_3 A^3 \cos \gamma t - \frac{1}{4} a_5 A^5 \cos 3\gamma t +$$

$$+ \frac{5}{8} a_5 A^5 \cos 5\gamma t + \frac{5}{16} a_5 A^5 \cos 3\gamma t + \frac{1}{16} a_5 A^5 \cos 5\gamma t. \quad (6)$$

Действующее значение без учета высших гармоник равно:

$$I = \frac{1}{\sqrt{2}} \left(a_1 A - \frac{3}{4} a_3 A^3 + \frac{5}{8} a_5 A^5 \right). \quad (7)$$

Так как амплитуда потокосцепления пропорциональна действующему значению напряжения на катушке U_L , а коэффициенты a_1 , a_3 , a_5 определяются по току управления, нетрудно построить семейство кривых $U_L(I)$ при токе управления как параметре (рис. 3).



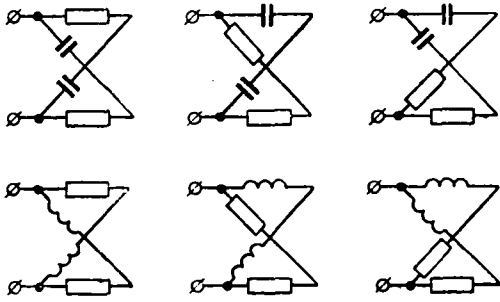


Рис. 3.

В качестве примера рассмотрим функцию входной проводимости

$$Y(p) = \frac{p^3 + 11p^2 + 18p + 4}{p^3 + 3p + 2}$$

Разложение этой функции по формуле (2)

$$Y(p) = p + 2 + \frac{1}{\frac{1}{6} + \frac{1}{5p} + \frac{1}{45p + 75}}$$

реализуется схемой, показанной на рис. 4.а. Эквивалентные проводимости четырехполюсника, обведенного на рис. 4.б пунктирной линией, равны:

$$Y_{11} = \frac{p^2 + \frac{46}{5}p + \frac{12}{5}}{p + \frac{6}{5}}; \quad Y_{22} = \frac{6m^2p}{p + \frac{6}{5}}$$

На нулевой и бесконечной частотах они имеют такой же характер, как и эквивалентные проводимости мостового звена (рис. 4.в)

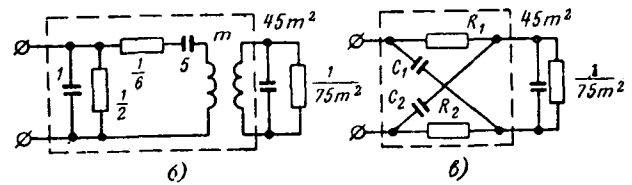
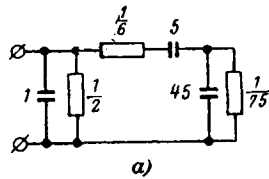


Рис. 4.

$$Y'_{11} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \frac{p^2 + p \left(\frac{g_1}{C_1} + \frac{g_2}{C_2} \right) + \frac{g_1 g_2}{C_1 C_2}}{p + \frac{g_1 + g_2}{C_1 + C_2}};$$

$$Y'_{22} = \frac{(g_1 + g_2)p}{p + \frac{g_1 + g_2}{C_1 + C_2}}$$

Из равенств $Y_{11} = Y'_{11}$ и $Y_{22} = Y'_{22}$ получаем систему уравнений:

$$\frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} = 1; \quad \frac{g_1}{C_1} + \frac{g_2}{C_2} = \frac{46}{5}; \quad \frac{g_1 + g_2}{C_1 + C_2} = \frac{6}{5};$$

$$m^2 = \frac{g_1 + g_2}{6}$$

Решение этой системы уравнений позволяет найти искомые параметры ($C_1=2,093 \text{ ф}$; $C_2=1,92 \text{ ф}$; $R_1=1,75 \text{ ом}$; $R_2=0,12 \text{ ом}$; $m^2=1,46$) мостовой схемы, показанной на рис. 4.в.

Литература

1. Балабанян Н., Синтез электрических цепей, Госэнергоиздат, 1961.
2. Lee H. B., A new canonic realization procedures, IEEE Trans., 1963 CT-10, № 1, p. 81.



МУЗЕЙ МОСКОВСКОГО ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

В Московском энергетическом институте организован музей, где собираются, систематизируются и обрабатываются разного рода документы и другие материалы, отражающие историю возникновения МЭИ, его учебную, методическую, научную, общественную и культурно-воспитательную работу. Через музей МЭИ сможет установить связь и поддерживать сотрудничество со специалистами, которые окончили институт или в свое время в нем работали.

Совет музея обращается с просьбой ко всем лицам, имеющим документы или какие-либо другие материалы о разных периодах деятельности МЭИ, передать их в дар музею или предоставить на короткое время для снятия фотокопий.

Совет музея не сомневается в том, что его призыв встретит горячий отклик со стороны всех, кто так или иначе был связан с МЭИ. Совет музея ждет пожелания и советы, адреса и основные сведения о работе.

Корреспонденцию адресовать: Москва, Е-250, Красноказарменная, 14, Музей МЭИ.

Профессор М. Г. Чиликин,
председатель Совета музея

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ОБОСНОВАНИЯ ВЫБОРА ВИДА ЭНЕРГИИ НА БЫТОВЫЕ НУЖДЫ В ГОРОДАХ СССР

(Статья Б. А. Айзенберга и др., «Электричество», 1965, № 11)

Канд. техн. наук Я. М. ЧЕРВОНЕНКИС и инж. В. М. МИХАЙЛОВА

Москва

Для расчета экономической эффективности использования электроплит большое значение имеет правильное определение совмещенного максимума электроплит при разном числе присоединенных потребителей, а также нагрузки электроплиты в момент наступления максимума городской электросети и энергосистемы.

Данные о совмещенном максимуме нагрузки электроплит, публиковавшиеся в последние годы в нашей печати, весьма противоречивы. Так, в [Л. 1] указывается, что при установке в квартирах электроплит мощностью около 5 кВт нагрузка плиты в момент попадания в максимум системы равна 1,6 кВт.

В [Л. 2] требуемое увеличение мощности станции взято 1,5 кВт.

В обсуждаемой статье требуемое увеличение мощности электростанций при электрификации пищевого приготовления берется в 1,2 кВт на одну плиту. Наряду с этим значением в статье называется также и вдвое меньшая величина 0,6 кВт.

В дискуссии по этой статье М. И. Гитман («Электричество», 1966, № 10) вновь оценивает требуемое увеличение мощности станций в 1,2 кВт на плиту.

Согласно нормам ПУЭ и СН-167-61 совмещенный максимум нагрузки 600 и более квартир с газовыми плитами составляет $1 \times 0,36 = 0,36$ кВт, а 600 и более квартир с электроплитами $4 \times 0,23 = 0,92$ кВт; соответственно участие электроплит в максимуме городской сети можно оценить в 0,56 кВт на одну плиту.

По данным [Л. 3] можно определить совмещенный максимум электроплит при числе квартир 600 и более в $0,8 - 0,4 = 0,4$ кВт, а участие электроплит в максимуме энергосистем — в $0,4 \times 0,85 = 0,34$ кВт на плиту.

Большинство приведенных значений базируются не на измерениях, а на «умозрительных» коэффициентах спроса или на аналогии с опытом западноевропейских стран. Исключения составляют данные Р. Я. Федосенко, основанные на записи нагрузок на вводе домов с газовыми и электрическими плитами с помощью самопишущих амперметров. Однако и в этих опытах максимум и график нагрузки электроплит непосредственно не измерялись. Между тем разница между нагрузками квартир с электрическими и газовыми плитами не равна в точности нагрузке электроплиты ввиду различия тарифов на электроэнергию.

Академией коммунального хозяйства совместно с институтом Гипрокоммунэнерго был произведен анализ и обобщение опыта эксплуатации электроплит, установленных в экспериментальных жилых домах в ряде городов нашей страны.

В 76-квартирном доме экспериментального квартала в Н. Кузьминках, оборудованном кухонными электроплитами и имеющем трехфазные вводы в квартиру (корпус № 24), были сняты графики совмещенной нагрузки электроплит в чистом виде. Предварительно в этом доме искусственно была произведена расфазировка токоприемников: электроплиты были выделены на две фазы сети, освещение и мелкобытовые нагрузки на третью фазу. Это позволило отдельно записать графики нагрузок электроплит и прочих токоприемников.

Для измерения электрических нагрузок пищевого приготовления использовался самопишущий двухэлементный ваттметр типа Н-348 класса 1,5. Точность записи контролировалась сравнением интеграла потребляемой мощности за определенный срок с показаниями счетчиков, учитывающих потребление электроэнергии плитой за этот же срок.

В комплекте со счетчиками на стояках были установлены амперметры, что дало возможность определить зависимость расчетной нагрузки электроплиты от числа присоединенных

квартир во время собственного максимума и максимума электросети (19 ч 30 мин).

Измерение электрических нагрузок производилось в период осенне-зимнего максимума 1965—66 г. Параллельно производилась запись графиков нагрузки домов с электроплитами.

Сравнение полученных записей с графиками суммарной нагрузки корпуса № 24 (электроплиты и прочие электроприемники) подтвердило, что режим электропотребления в этом корпусе может считаться характерным для всего экспериментального квартала с электроплитами.

На основании среднечасовых нагрузок, полученных путем обработки лент самопишущего ваттметра, были построены разделенно усредненные суточные графики зимней нагрузки электроплит на вводе 75-квартирного дома (рис. 1 и 2).

График буднего дня характеризуется двумя нерезко выраженными максимумами — дневным в 12—13 ч и вечерним в 18—19 ч. Преобладает вечерний максимум, составляющий в среднем 246 Вт на плиту. Для субботнего графика также характерен вечерний максимум, достигающий 294 Вт на плиту. В воскресные и праздничные дни максимум имеет место утром между 9 и 11 ч; он выше, чем в будние дни и достигает в среднем 324 Вт на плиту. Абсолютный максимум нагрузки электроплит имел место в предновогодний вечер с 16 до 18 ч: он составил 394 Вт на плиту.

Максимум нагрузки энергосистемы наступает в нормальных условиях в один из будних дней конца декабря, между 18 и 19 ч. Участие электроплиты в максимуме системы равно среднечасовой зимней нагрузке плиты в 18—19 ч буднего дня — 246 Вт на плиту. С учетом 15% потерь в сетях, 7% расхода на собственные нужды электростанций и 10% резерва потребная дополнительная мощность электростанций составляет 340 Вт на плиту. В перспективе, по мере повышения к. п. д. электроплит эти значения могут несколько снизиться.

Для сравнения на рис. 3 приведен суточный график нагрузки электроплит в экспериментальном доме во Владивостоке, построенный бригадой Гипрокоммунэнерго по материалам Дальневосточного политехнического института. Запись проводилась с 26 апреля по 1 мая. Были построены: усред-

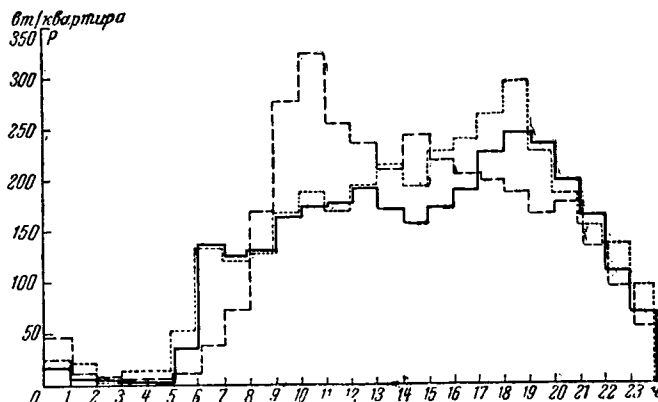


Рис. 1. Средние зимние графики нагрузки электроплиты в экспериментальном доме в Москве (Н. Кузьминки).
— будние дни; --- воскресные дни; ······ субботные дни.

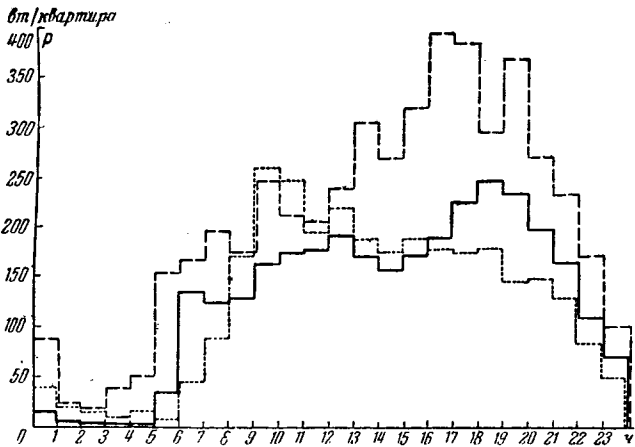


Рис. 2. Средние зимние графики нагрузки электроплиты в экспериментальном доме в Москве.

— будние дни; - - - - - предновогодний день (31/XII 1966 г.); ····· — праздничные дни.

ненный график нагрузок буднего дня (27—29 апреля), график воскресного дня (26 апреля) и предпраздничного дня (30 апреля). Таким образом, объем выборки был намного меньшим, чем в московских опытах.

Как видно из рис. 3, для владивостокского дома в будние дни характерен дневной максимум — около 400 вт на плиту — в 13 ч. В час максимальной нагрузки системы Дальэнерго — 20 ч — средняя нагрузка на плиту была того же порядка, как и в московских опытах — около 250 вт.

Воскресный график имеет также дневной максимум, мало отличающийся от максимума буднего дня. Наибольшая нагрузка имела место, аналогично московским опытам, вечером в предпраздничный день: она составляла 30 апреля в 18 ч — 0,50 квт.

Отличие владивостокского графика нагрузки электроплит от московского представляется закономерным. Оно обусловлено двумя факторами:

1. Охват населения общественным питанием, следовательно, количество жителей, обедающих вне дома, во Владивостоке значительно ниже, чем в новых районах Москвы. Этот фактор объясняет преобладание во Владивостоке дневного максимума нагрузки электроплит над вечерним.

2. Дом во Владивостоке не имел, в отличие от корпусов в Москве, централизованного горячего водоснабжения: в 65% квартир этого дома горячая вода приготавливалась на электроплите. Этот фактор объясняет повышение максимальной нагрузки электроплит по сравнению с московскими замерами.

Следует отметить, что суммарный максимум нагрузки всех токоприемников экспериментального дома имел место в вечерние часы (18 ч). Таким образом, относительно высокий дневной максимум нагрузки электроплит в этом доме не требует усиления домовой проводки, ввода и наружной сети.

Нами были далее проанализированы данные о суммарной нагрузке 80-квартирных домов с напольными электроплитами в северозападном районе Красноярска, представленные Красноярским ПромстройНИИпроектом. Наблюдения производились в пяти домах. Нагрузка электроплит в отдельности не измерялась. Максимальная нагрузка на вводе в 80-квартирный дом составила в начале 1963 г. 41,3 квт, или 0,52 квт на квартиру с электроплитами. Она была вдвое ниже значений, предусмотренных ПУЭ и нормами СН-167-61. Соответственно участие электроплиты в вечернем максимуме нагрузки сети, по видимому, не превышало 0,25 квт.

Для сравнения можно указать, что в Варшаве максимум нагрузки совокупности из 365 электроплит составил по [Л. 4] днем и вечером 260 вт на плиту, а нагрузка этих плит в 18 ч — менее 200 вт на плиту.

Исходя из изложенного, мы принимаем для технико-экономических расчетов на перспективном уровне участие электроплит в максимуме энергосистемы в размере 0,25 квт на плиту, а соответственно дополнительную мощность электростанций — в размере 0,35 квт на плиту.

Эти значения относятся к домам с централизованным горячим водоснабжением; они в 3,5 раза меньше значения 1,2 квт, указываемого в обсуждаемой статье.

Академия коммунального хозяйства провела сравнительные технико-экономические расчеты по эффективности приме-

нения электроплит в городах 11 крупных экономических районов страны. Ниже приводятся основные выводы из проведенных расчетов.

1. В городах, обеспеченных природным газом, газовые плиты с закрытыми горелками и принудительным отводом продуктов сгорания, испытываемые в настоящее время, действительно обходятся по расчетным затратам дешевле электроплит, но не в 1,5—2 раза, как считалось ранее, а на 17—24%. Применение таких плит в основном устраняет загазованность квартир, но не устраняет таких недостатков газовых плит, как взрыво- и пожароопасность и нарушение температурного режима кухни в летнее время.

2. В городах, не имеющих природного газа и присоединенных к мощным энергосистемам, применение стационарных электроплит является, как правило, не только наиболее гигиеничным, удобным и безопасным, но и наиболее экономичным решением для нового жилого фонда с центральным отоплением.

В наиболее жарких районах страны, требующих кондиционирования воздуха в многоэтажных зданиях, установка электроплит в новых домах в перспективе оправдана и при наличии в городе природного газа (особенно по сравнению с газовыми плитами с закрытыми горелками).

В районах с особо дорогим бытовым топливом, но с относительно благоприятными условиями электроснабжения (от ГЭС, по линии электропередачи от энергосистемы и т. п.) электроприготовление оправдано во всем жилом фонде. Сюда относится ряд городов и поселков Крайнего Севера, Дальнего Востока и высокогорных районов.

В домах гостиничного типа для одиночек и малосемейных электрификация приготовления пищи дает большую экономию на строительной стоимости, что делает электрификацию намного экономичнее других видов приготовления пищи во всех районах страны.

3. Применение газовых плит на сжиженном газе обходится в большинстве районов страны на 20—30% дороже применения электроплит при значительно худших санитарно-гигиенических показателях. Оно экономически оправдано для жилого фонда, не обеспеченного природным газом:

а) в городах, не присоединенных к мощным энергосистемам и питающимся от местных неэкономичных электростанций на привозном топливе;

б) в районах производства сжиженного газа, где себестоимость его особенно низка;

в) как временное решение — в городах, еще не получающих природного газа, но подлежащих присоединению к газопроводу в ближайшее время.

Кроме того, применение сжиженного газа может быть оправдано на первом этапе как вынужденное (хотя и неэкономичное) решение в энергосистемах, испытывающих дефицит электрической мощности при отсутствии природного газа.

4. Установка дровяных огневых плит в новых зданиях с центральным отоплением является в подавляющем большинстве городов не только наименее удобным для населения, но и наименее экономичным решением. В большинстве таких домов жители вообще не пользуются огневой плитой и готовят пищу на переносных электроплитах или на керосинках; затраты же по установке огневой плиты остаются бросовыми.

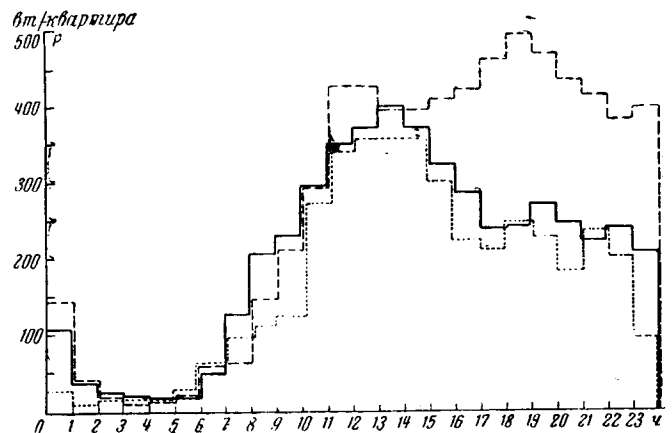


Рис. 3. График нагрузки электроплиты в экспериментальном доме во Владивостоке.

— будний день; - - - - - предпраздничный день; ····· — воскресный день.

Установка огневых плит может быть оправдана только в малоэтажном фонде с печным отоплением, а также в отдельных пунктах с особо низкой себестоимостью дров или древесных отходов (поселки на лесопильных или лесозаготовительных предприятиях). В остальных пунктах строительство многоэтажных домов с огневыми плитами следует прекратить уже в ближайшие 5 лет.

5. В текущем пятилетии возможности полной электрификации приготовления пищи лимитируются не отсутствием экономических предпосылок и даже не балансом электрических мощностей, а ограниченными возможностями производства электроплит. Выпускаемое в этом пятилетии ограниченное количество электроплит — около 0,9 млн. шт. должно быть использовано в районах, где установка электроплит наиболее эффективна, а именно:

а) в городах Сибири и Северного Казахстана, присоединенных к энергосистемам с весьма дешевым энергетическим топливом и не обеспеченных природным газом;

б) в ряде городов и поселков Дальнего Востока и Крайнего Севера и высокогорных районов с неблагоприятными условиями снабжения бытовым топливом при относительно благоприятных условиях электроснабжения;

в) в городах и поселках наиболее жарких районов Закавказья и Средней Азии, не присоединенных к газовым магистралям и питающихся электроэнергией от объединенной системы или от местных ГЭС;

г) в домах гостиничного типа (в любом районе страны).

Завоз сжиженного газа в перечисленные выше районы нецелесообразен; вывобождающиеся за этот счет ресурсы сжиженного газа целесообразно использовать для газификации го-

родов с неблагоприятными условиями электроснабжения при отсутствии природного газа (главным образом в европейской части страны).

6. В период 1971—1980 гг. электроплиты следует устанавливать во всем новом жилом фонде городов и поселков, не имеющих природного газа и присоединенных к энергосистемам с нормальным или избыточным балансом мощности (исключения могут составлять отдельные пункты с особо низкой себестоимостью сжиженного газа или дровяного топлива).

В пунктах, обеспеченных природным газом, применение электроплит будет на этом этапе целесообразным в основном только в Средней Азии и Закавказье; в курортных городах и поселках; в домах гостиничного типа; в некоторой части фонда кооперативного строительства с привлечением средств населения.

Газификация квартир на сжиженном газе (при отсутствии природного газа) будет продолжаться в пунктах, не присоединенных к системе, а также в системах с дефицитом электрической мощности.

Литература

1. Сагединов А. А. и Козодон М. С., Перспективы замены газа электричеством для приготовления пищи в жилых домах, Доклады научно-технической конференции по электрификации быта, Госэнергоиздат, 1961.

2. Берхман Б. И., Экономика систем газоснабжения, изд-во «Недра», 1964.

3. Сербиновский Г. В. и Федосенко Р. Я., Электрические нагрузки жилых зданий, «Электрические станции», 1966, № 8.

4. Unipede, Congres de Scandinavie, 1964.

УДК 621.311.4

К ВНЕДРЕНИЮ НАПРЯЖЕНИЯ 20 кВ

(Статья В. А. Козлова, «Электричество», 1966, № 12)

Инж. Д. Л. ФАЙБИСОВИЧ

Москва

Одним из основных вопросов, возникающих при разработке проектов развития электрических сетей, является вопрос о внедрении повышенных напряжений на всех ступенях передачи электроэнергии по сети.

Опыт развития городских электрических сетей дает основание присоединиться к основному выводу В. А. Козлова о преимуществах системы 110/10/0,4 кВ перед системой 110/20/0,4 кВ в пределах ближайшей перспективы (до 1975 г.). Ниже приводятся некоторые соображения, вытекающие из изучения нами опыта развития электрических сетей среднего напряжения крупных городов страны.

Как известно, напряжение 20 кВ включено в ГОСТ с 1962 г., однако до настоящего времени оно не нашло широкого использования в отечественных электрических сетях. Практически единственным районом в стране, где это напряжение получило значительное развитие, является Латвийская ССР. Изучение существующего состояния и перспективы развития сетей 20 кВ в крупных городах Латвии было проведено на основе обобщения проектов развития электрических сетей городов Риги, Даугавпилса, Лиепая, Резекне и Юрмалы, выполненных Латвийским ОКП Северо-Западного отделения института Энергосетьпроект в 1964—1966 гг. В результате обобщения указанных работ может быть сделан ряд выводов по использованию 20 кВ в качестве среднего напряжения городских электрических сетей.

1. В настоящее время напряжение 20 кВ не получило большого развития в системе электроснабжения указанных городов. Выполненные проекты определили экономическую нецелесообразность роста сети 20 кВ до 1970 г.

Основное развитие сети среднего напряжения связано с использованием 6 кВ. Например, если на начало 1963 г. по г. Риге протяженность линий 20 кВ составила 104 км, то протяженность линий 6 кВ—675 км. До 1970 г. ввод новых линий 20 кВ не намечен, в то время как протяженность сети 6—10 кВ возрастет на 380 км. Мощность подстанций 20 кВ за указанный период возрастет на 12 тыс. кВА, а в сетях 6—10 кВ—на 165 тыс. кВА.

2. Значительное развитие получила система напряжений 110/20/6/0,4 кВ, низкие экономические показатели которой очевидны. Так, даже для г. Юрмала, в котором по характеру за-

стройки допустима прокладка воздушных линий, мощность существующих подстанций 20/6 кВ в несколько раз превышает соответствующую мощность подстанций 20/0,4 кВ.

3. Развитию электрических сетей крупных городов определило целесообразность появления в некоторых районах напряжения 10 кВ (подстанция 110/10 кВ Шкиротава в г. Риге и т. д.).

Таким образом, использование напряжения 20 кВ не исключило распространения напряжения 6 кВ, привело к дополнительной ступени трансформации и определило целесообразность постепенного внедрения 10 кВ в электрических сетях крупных городов Латвийской ССР.

По нашему мнению, среди некоторых специалистов бытует неправильное представление об использовании напряжения 20 кВ в качестве промежуточного напряжения между 110 и 6 кВ. Такой взгляд служит им оправданием для дальнейшего развития сети 6 кВ и отказом от внедрения 10 кВ. Следует отметить, что В. А. Козлов совершенно правильно подчеркивает необходимость форсированного перевода городских электрических сетей с 6 на 10 кВ, поскольку отказ от перевода связан с прогрессирующим ухудшением экономических показателей сети.

В настоящее время и в перспективе до 1970 г. (по проектным материалам) напряжение 6 кВ является основным средним напряжением в городах. Обобщение опыта развития электрических сетей, проведенное по 55 городам с населением от 100 тыс. до 1 млн. жителей показало, что в настоящее время около 90% общей мощности трансформаторов, установленных на городских подстанциях 110 и 35 кВ, работают на сеть 6 кВ. Намеченный рост сети 10 кВ на ближайшую перспективу следует признать недостаточным по сравнению с ростом сети 6 кВ. Проектные проработки по упомянутым городам показывают, что, несмотря на некоторое увеличение темпов роста сети 10 кВ, около 65—68% вволимой мощности трансформаторов 110 и 35 кВ за период до 1971 г. имеют вторичное напряжение 6 кВ.

Для ускорения внедрения напряжения 10 кВ при электроснабжении городов необходимо обратить внимание энергосистем и проектных организаций на недопустимость отступления от «Правил устройства электроустановок».

Александр Емельянович АЛЕКСЕЕВ

(К 75-летию со дня рождения)

В ноябре 1966 г. исполнилось 75 лет со дня рождения и 55 лет производственной, педагогической и научной деятельности члена-корреспондента АН СССР, профессора Александра Емельяновича Алексеева, крупнейшего специалиста в области теории и практики электромашиностроения.

Окончив ремесленное училище в 1907 г., А. Е. Алексеев некоторое время работает токарем, а затем в 1908 г. поступает на завод «Дюфлон» (ныне «Электрик»), где последовательно работает чертежником, конструктором, а с 1917 г. — заведующим отделом электромашиностроения. Параллельно с работой на заводе он сдает экзамены за семь классов реального училища, поступает в 1917 г. в ЛЭТИ и заканчивает его в 1925 г. с золотой медалью.

После окончания вуза Александр Емельянович заведует отделом новых конструкций на заводе «Электросила», работает главным конструктором, техническим директором завода и с 1933 г. по 1946 г. — старшим консультантом завода.

С 1925 г. по настоящее время А. Е. Алексеев преподает общие и специальные курсы электрических машин в Ленинградском электротехническом институте имени В. И. Ульянова (Ленина), а с 1932 г. — в Ленинградском институте инженеров железнодорожного транспорта.

В 1934 г. А. Е. Алексеев утвержден в ученом звании профессора, а четыре года спустя ему присвоена ученая степень доктора технических наук. В 1953 г. проф. А. Е. Алексеев был избран членом-корреспондентом АН СССР. А. Е. Алексееву присуждено почетное



звание заслуженного деятеля науки и техники.

Александр Емельянович является одним из основоположников советского электромашиностроения. Уже в первые годы восстановительного периода во время работы на заводе «Электрик» им были созданы первые советские конструкции тяговых электродвигателей и машин для судового электропривода. В дальнейшем, работая в течение ряда лет главным конструктором завода «Электросила», А. Е. Алексеев принимал участие в создании первых и ряда последующих мощных советских турбогенераторов и гидрогенераторов.

Профессором А. Е. Алексеевым написан ряд выдающихся по полноте, систематичности и новизне излагаемого материала трудов. Его книги «Конструк-

ция электрических машин», «Тяговые электродвигатели», а также написанная им совместно с проф. М. П. Костенко книга «Турбогенераторы» являются капитальными трудами и важными практическими руководствами для работников промышленности, а также учебными пособиями для студентов.

Под руководством А. Е. Алексеева образовалась и выросла целая школа научных работников и советских конструкторов-электромашиностроителей. При его активном участии были определены основные направления развития отечественных конструкций электрических машин.

Ученым проведен и ведется ряд научно-исследовательских работ, непосредственно отвечающих потребностям отечественного электромашиностроения и электрической тяги.

Заслуги А. Е. Алексеева в области проектирования электрических машин и создания труда «Конструкция электрических машин» дважды отмечены Государственной премией.

За долголетнюю безупречную работу правительство наградило А. Е. Алексеева орденом Трудового Красного Знамени.

Вся жизнь А. Е. Алексеева является ярким примером беззаветного служения советской науке и технике. Талантливый ученый, педагог и инженер, человек огромной энергии и эрудиции, он внес большой, основополагающий вклад в развитие советского электромашиностроения.

Поздравляя А. Е. Алексеева со славным 75-летием, желаем ему хорошего здоровья и дальнейших творческих успехов.

М. И. Алябьев, А. В. Башарин, Н. П. Богородицкий, К. В. Булгаков, А. Я. Бергер, Д. В. Васильев, В. А. Веников, Н. П. Ермолин, И. П. Жерихин, А. В. Иванов-Смоленский, Б. И. Норневский, Г. Н. Петров, И. Т. Талышинский, В. А. Тимофеев, А. В. Фатеев

Отто Вильгельмович БЕНЕДИКТ

(К 70-летию со дня рождения)

В мае этого года исполнилось 70 лет со дня рождения действительного члена Венгерской Академии наук, члена Венгерской коммунистической партии с 1918 г. Отто Вильгельмовича Бенедикта.

После эмиграции в Австрию Отто Вильгельмович избирается членом ЦК и Политбюро Австрийской компартии и сочетает активную политическую деятельность с большой научной работой.

На основании диссертации об асинхронном двигателе двойного питания О. В. Бенедикт получает диплом доктора Венской политехнической высшей школы. Однако политические условия



в Австрии вынуждают О. В. Бенедикта эмигрировать в СССР, где он получает советское гражданство. В Москве он работает научным консультантом завода «Динамо» и после этого — до возвращения в 1955 г. на Родину — заведующим кафедрой Московского института инженеров транспорта.

В 1938 г. О. В. Бенедикт успешно защищает в МЭИ докторскую диссертацию.

Работая в Москве, О. В. Бенедикт создал электрическую машину — автодин, являющуюся машинным усилителем нового типа, не нуждающимся в приводном двигателе. Его книга об авто-

дине была издана на русском, немецком и английском языках.

Сейчас Отто Вильгельмович является директором Научно-исследовательского института автоматизации Венгерской Академии наук. Проживая и работая в Венгрии, О. В. Бенедикт продолжает поддерживать тесные научные связи с со-

ветскими учреждениями (МЭИ, МИИТ, Институт автоматики и телемеханики АН СССР). Признанием научных заслуг О. В. Бенедикта явилось избрание его в 1959 г. вторым вице-президентом ИФАК.

Отто Вильгельмович принимает активное участие в общественной жизни своей Родины. Он является членом пре-

зидиума технического отделения Венгерской Академии наук и членом президиума Государственной комиссии по развитию техники.

Редколлегия журнала «Электричество» желает Отто Вильгельмовичу многих лет успешной работы, здоровья и личного счастья.

Борис Аркадьевич ТЕЛЕШЕВ

18 февраля 1967 г. на 73-м году жизни скончался известный ученый, старейший энергетик, почетный член НТОЭП, профессор Московского инженерно-экономического института имени Орджоникидзе Борис Аркадьевич Телешев.

Борис Аркадьевич прошел большой трудовой путь от рядового инженера до крупного ученого, имя которого хорошо известно среди энергетиков.

Много лет работал Б. А. Телешев в МОГЭС, ныне Мосэнерго, руководя проектированием и строительством высоковольтных сетей и первых электростанций.

Борис Аркадьевич был директором одной из первых отечественных электростанций — имени Классона.

Под руководством Б. А. Телешева и при его непосредственном участии выполнено проектирование и строительство Московского высоковольтного кольца 110 кВ, впервые осуществленного в Советском Союзе.

С именем Б. А. Телешева связана разработка основных положений по организации диспетчерской службы Московской энергосистемы, первым главным диспетчером которой был Борис Аркадьевич. До 1946 г. Б. А. Телешев работал заместителем директора по научной части в Энергетическом институте имени Г. М. Кржижановского Академии наук СССР.

Борис Аркадьевич был человеком выдающихся способностей, большого



трудолюбия и огромной энергии. Свою большую производственную работу Б. А. Телешев всегда умело сочетал с преподавательской, научной и общественной. Преподавательская деятельность Б. А. Телешева началась в 1923 г. в бывшем Московском механическом институте имени Ломоносова, в Институте народного хозяйства имени Плеханова. С 1930 по 1940 г. Б. А. Телешев преподавал в Московском энергетическом институте, где с 1932 по 1935 г. был первым деканом электроэнергетического факультета и одновременно — до 1938 г. — заведующим кафедрой электрических станций. С 1940 по 1955 г. заведывал кафедрой электротехники в Московском институте тонкой химиче-

ской технологии имени Менделеева. Одновременно с 1946 по 1964 г. Борис Аркадьевич был заведующим кафедрой электрических станций и систем Московского инженерно-экономического института имени Орджоникидзе, связь с которым он поддерживал до конца своей жизни.

Научно-техническое творчество Б. А. Телешева нашло отражение в издании большого количества его работ (опубликовано более 40 научных работ, в том числе учебник по электрическим станциям, два издания учебника по электротехнике и др.).

Много энергии, творческой мысли, работы и участия вложил Б. А. Телешев в работу Научно-технического общества. В течение 12 лет он был председателем Московского правления НТОЭП, принимал активное участие в работе Центрального правления и всесоюзного совета научно-технических обществ. До последних дней своей жизни Б. А. Телешев активно участвовал в работе НТОЭП. Одному из первых ему был присвоено звание Почетного члена Научно-технического общества.

За плодотворную научную и инженерную деятельность Б. А. Телешев награжден орденом Ленина, орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

Энергетики нашей страны всегда будут помнить Б. А. Телешева — выдающегося ученого и прекрасного человека, чья жизнь является ярким примером служения народу.

Центральное и Московское правления Научно-технического общества
энергетической промышленности
Министерство энергетики и электрификации СССР
Министерство высшего и среднего специального образования СССР
Московский энергетический институт
Московский инженерно-экономический институт имени С. Орджоникидзе
Энергетический научно-исследовательский институт
имени Г. М. Кржижановского
Районное энергетическое управление Мосэнерго

Станислав Николаевич ВЕШЕНЕВСКИЙ

15 января 1967 г. после тяжелой болезни скончался один из крупнейших специалистов в области электропривода, начальник отдела электропривода института Тяжпромэлектропроект, доцент МЭИ, кандидат технических наук Вешеневский Станислав Николаевич.

Станислав Николаевич родился в 1906 г. в Ростове-на-Дону в семье железнодорожника.

В 1931 г. он успешно закончил электромеханический факультет Ленинградского политехнического института и с этого времени непрерывно работал в институте Тяжпромэлектропроект. Имя Станислава Николаевича неразрывно связано со становлением и развитием электропривода. Под его руководством и непосредственным участием выполнено большое число проектов электрооборудования для крупнейших металлургических заводов страны.

Как создатель новейших систем электропривода С. Н. Вешеневский хорошо известен не только в СССР, но и за рубежом.

Научно-техническая деятельность Станислава Николаевича нашла отраже-



ние во многих опубликованных статьях и монографиях. Его капитальный труд, неоднократно переиздававшийся, «Характеристики двигателей в электроприводе» является фундаментальным вкладом в теорию электропривода.

Много сил, внимания и энергии на протяжении всей своей жизни Станислав Николаевич отдавал делу воспитания инженерных кадров. С 1950 г. он был бессменным председателем Государственной экзаменационной комиссии факультета «Электрификация и автоматизация промышленности и транспорта» МЭИ.

За самоотверженную работу по электрификации промышленности Станислав Николаевич награжден орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

Исключительно плодотворной была его деятельность как члена редакционной коллегии «Библиотеки по автоматике» издательства «Энергия».

С. Н. Вешеневский отличался высокой принципиальностью и настойчивостью при выполнении важных государственных заданий.

Светлую память о талантливом инженере, крупном ученом, неутомимом наставнике молодежи, скромном, отзывчивом и добром человеке мы сохраним навсегда.

ГПИ Тяжпромэлектропроект
Московский энергетический институт
Издательство «Энергия»
Всесоюзный электротехнический институт
имени В. И. Ленина, ВНИИЭлектропривод, ВНИИЭМ,
ВНИИМетмаш
Центральная лаборатория автоматики Министерства
черной металлургии

ДИССЕРТАЦИИ¹ НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

МОСКОВСКИЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Н. И. Бортничук защитил 10 июня 1964 г. диссертацию на тему «Моделирование коротких сетей электродугowych печей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Г. А. Сисоян и к. т. н. Ю. Е. Ефроймович.

В работе рассмотрен метод физического моделирования применительно к проектированию коротких сетей электропечей.

Проведено сравнение различных методов исследования моделей с применением различных измерительных приборов. Определены предельные ошибки при разных методах измерений. Проверена возможность определения потерь в стальных конструкциях, расположенных вблизи токопроводов, путем моделирования. Исследованы модели различных конструкций сталеплавильных печей емкостью 80 и 180 т и печей для выплавки ферромарганца мощностью 33 и 60 Мва. Проведено исследование зависимости собственной и взаимной индуктивностей кабельных гирлянд от их длины, формы, числа кабелей в гирлянде и расстояния между гирляндами. Определен коэффициент увеличения активного сопротивления вследствие эффекта близости и построены графики для определения этого коэффициента.

Проведено исследование мощности потерь в стальном листе, расположенном параллельно проводнику с током.

Л. В. Шопен защитил 12 февраля 1965 г. диссертацию на тему «Разработка и исследование некоторых типов бесконтактных релейных элементов для устройств промышленной автоматики». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. В. Гальперин и к. т. н., доц. Е. Л. Львов.

В первой главе кратко характеризуется использование логических элементов в устройствах промышленной автоматики, обосновываются цели и задачи работы. Вторая глава посвящена трансформаторным магнитно-диодным логическим элементам. Трансформаторные элементы анализируются при условии, что питание их осуществляется от источника напряжения промышленной частоты при сравнительно небольших скоростях перемагничивания сердечников в относительно слабых полях. Разработан метод расчета элементов, работающих в таком режиме. В третьей главе предлагается метод расчета дроссельно-трансформаторных элементов, которые отличаются от описанных в литературе дроссельных элементов тем, что в них могут быть использованы сердечники весьма малых размеров при низкой частоте питания. В главе четвертой приведены результаты экспериментального исследования макета схемы автоматического управления зубофрезерным станком. Схема управления содержит трансформаторные магнитно-диодные логические элементы с питанием непосредственно от сети с частотой 50 гц.

Результатом работы явилось создание малогабаритных магнитно-диодных логических элементов, питаемых непосредственно от источника синусоидального напряжения промышленной частоты, и разработка методов расчета таких элементов.

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

В. И. Андерс защитил 16 апреля 1965 г. диссертацию на тему «Режимы работы и характеристики электропередачи газотурбовоза на переменном токе». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. М. Соколов и к. т. п. А. К. Мусатов.

В работе получены следующие основные результаты.

Для газотурбовозов с двухвальным газотурбинным двигателем (ГТД) наиболее перспективна электропередача на переменном токе по системе синхронный генератор — асинхронный двигатель (СГ—АД).

Электропередача пассажирского газотурбовоза с двигателем, имеющим $2p=8$ и четырехполюсным генератором с максимальной частотой 200 гц, практически выполнима и имеет минимальный возможный вес.

Из условий пуска газотурбовоза и равномерного распределения нагрузок между параллельно включенными двигателями последние должны выполняться с относительно большим скольжением в нормальном режиме (до 4%) и высокой перегрузочной способностью.

Увеличение кратности рабочих скоростей электрических машин вызывает увеличение их размеров и веса, так как ограничение максимальной угловой скорости приводит к увеличению момента на валу в длительном режиме.

При выборе зависимости напряжения от частоты тока желательно добиваться минимума «нагревающих» и суммарных потерь.

Разработанные схемы автоматического регулирования позволяют регулировать напряжение генератора по зависимостям, близким к оптимальным, т. е. обеспечить наибольший к. п. д. передачи.

АКАДЕМИЯ КОММУНАЛЬНОГО ХОЗЯЙСТВА им. К. Д. ПАМФИЛОВА

В. Н. Ткаченко защитил 29 марта 1965 г. диссертацию на тему «Исследование методов расчета электродренажной защиты городских подземных металлических сооружений от коррозии». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. В. Стрижевский и к. т. н. В. М. Левин.

Аналитически решена задача распределения потенциалов в системе трех параллельных проводников с утечкой, что является первой попыткой теоретически полно отразить закономерности, связанные с взаимным влиянием и совместной электродренажной защитой сооружений в поле блуждающих токов. Предлагаемые инженерные формулы позволяют рассчитать распределение потенциалов на рельсах и двух подземных сооружениях в следующих случаях: сооружения свободны от дренажных перемычек, любая пара сооружений связана перемычкой, оба подземных сооружения одновременно дренируются на рельсы. При этом вычисляются параметры перемычек и перераспределение потенциалов при включении их. Предлагается способ моделирования, позволяющий исследовать систему рельсовая сеть — земля — сеть подземных сооружений.

Принципиально новая схема аналога земли в виде плоской панели с анизотропным удлинителем, предложенная в диссертации и предназначенная для решения объемных задач, может обеспечить достаточно низкую напряженность поля искажения, вызываемого границами аналога.

Результаты расчета распределения потенциалов в системе трех параллельных проводников с утечкой, полученные с помощью модели, подтвердили необходимую точность формул, выведенных аналитически в первой главе работы. Предлагаемые зависимости дают возможность ориентировочно выбрать параметры схемы электродренажной защиты трубопроводов на основании результатов исследования только источников блуждающего тока.

При участии автора создан новый тип дренажа ПД-ЗА, отличающийся высокой пропускной способностью и достаточной чувствительностью.

ВСЕСОЮЗНАЯ АКАДЕМИЯ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ НАУК им. В. И. ЛЕНИНА

Л. П. Терентьева защитила 26 января 1965 г. диссертацию на тему «Разработка метода расчета и исследование упрощенных заземлителей для сельских электрических сетей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Ю. Гессея; д. г.-м. н. А. А. Анян и к. т. н., доц. А. В. Луковников.

Настоящая работа посвящена разработке метода расчета и исследованию в стационарном режиме упрощенных заземлителей для сельских электрических сетей и исследованию удельного сопротивления основных типов почвообразующих пород европейской части СССР в широком диапазоне изменения их влажности и температуры. В соответствии с этим решались следующие задачи: разработка методики расчета упрощенных спиральных заземлителей, расположенных в однородном грунте; разработка методики расчета упрощенных спиральных и стержневых заземлителей с учетом неоднородности грунта; определение оптимальных параметров винтовых спиральных заземлителей; определение области применения некоторых типов упрощенных заземлителей; разработка методики лабораторного исследования зависимости удельного сопротивления от влажности и температуры различных типов грунтов с ненарушенным сложением; получение экспериментальных данных зависимости удельного сопротивления наиболее распространенных почв и грунтов различных районов европейской части СССР от их влажности и температуры; определение аналитической зависимости (эмпирические формулы) удельного сопротивления от влажности и температуры для наиболее характерных почвообразующих пород европейской части СССР.

ВСЕСОЮЗНЫЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

С. С. Крылов защитил 5 марта 1965 г. диссертацию на тему «Плавное регулирование напряжения тяговых двигателей ртутно-выпрямительных электровозов переменного тока». Официальные оппоненты: проф. Н. Н. Сидоров и к. т. н. М. А. Облаев.

Исследования проведенные в настоящей работе позволяют сделать следующие выводы: ступенчатое регулирование напряжения не позволяет полностью использовать тяговые свойства электровоза, вследствие этого на электровозе ВЛ60 пусковая сила тяги используется лишь на 86% при номинальном и на 75% при пониженном напряжении контактной сети; ртутные выпрямители типа ИВС-300/5 обладают хорошими управляющими свойствами во всем диапазоне рабочих температур; пусковая характеристика этих инверторов лежит в положительной области; расчетные формулы коэффициента мощности и выпрямленного напряжения подтверждены экспериментом и могут быть использованы в практических расчетах.

Созданное устройство сеточного регулирования на полуволновых магнитных усилителях отвечает требованиям эксплуатации на электроподвижном составе и обеспечивает высокую надежность работы. Разработанное устройство может быть также применено в качестве основного регулирующего элемента в системах управления полупроводниковых управляемых вентилях.

ЛЬВОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

И. Н. Андрейко защитил 9 февраля 1965 г. диссертацию на тему «Теоретическое и экспериментальное исследование трансформаторно-коммутаторного преобразователя частоты и числа фаз». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН СССР А. Е. Алексеев и д. т. н., проф. А. М. Бамдас.

Предложены и описаны схемы трансформаторно-коммутаторных преобразователей частоты и числа фаз с эллиптическим и неподвижным электрическими полями на коммутаторе. Составлены и преобразованы к удобному для анализа виду основные уравнения как самого ТКП, так и ТКП совместно с питаемой им статической и электромашинной нагрузкой для режимов симметричного и несимметричного питания трансформаторов преобразователя с симметричными и несимметричными первичными цепями, полностью описывающие любые режимы работы.

Получены аналитические решения уравнений, целиком определяющие поведение системы «преобразователь — нагрузка» для ряда важнейших частных случаев. Спроектирован и изготовлен ТКП мощностью 4 кВА, экспериментальное исследование которого достаточно хорошо подтвердило полученные решения. Разработан и проверен простой и достаточно точный графоаналитический способ расчета основных рабочих и пусковых характеристик частотно-управляемого асинхронного двигателя, регулируемого по оптимальному закону, на базе данных для номинальных частоты и напряжения.

Доцент **А. С. Сергеев**

М. В. Роголи-Левицкий, В. Н. Степанов и А. А. Тайц

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ И ТРАНСФОРМАТОРНЫЕ ПОДСТАНЦИИ

366 стр., ц. 1 р. 02 к., изд-во «Транспорт», 1965

Рецензируемая книга посвящена вопросам курса «Электрические станции и трансформаторные подстанции» для энергетической специальности очного и заочного обучения институтов железнодорожного транспорта.

В ней достаточно подробно рассмотрены такие вопросы, как определение мощности электрических станций и трансформаторных подстанций, характеристика работы основного электрооборудования электростанций и подстанций, токи короткого замыкания и токи замыкания на землю, токоведущие части и электрическая аппаратура, схемы первичных электрических соединений станций и подстанций, собственные нужды станций и подстанций, распределительные устройства электрических станций и подстанций, релейная защита железнодорожной энергетики, заземляющие устройства электрических станций и подстанций.

По вопросам применения автоматики и телемеханики схем вторичной коммутации электрических станций и подстанций, эксплуатации электрической части станций и подстанций и компенсации реактивной мощности в установках потребителей даются лишь общие сведения и рекомендации, что следует признать правильным, так как более подробное изложение потребовало бы значительного увеличения объема учебника.

Книга богато иллюстрирована схемами, диаграммами, чертежами аппаратов и распределительных устройств электрических станций и подстанций железнодорожного транспорта и отражает опыт работы наших ведущих проектных институтов в области проектирования электрических станций и подстанций.

В гл. 1 приведена характеристика электроснабжения в железнодорожном транспорте и электрических нагрузок электростанций и подстанций, отмечена специфика потребителей железнодорожных объектов заводского типа (электро-возоремонтных, вагоноремонтных и других заводов МПС), а также сельскохозяйственных и промышленных объектов прилегающих районов. К сожалению, в этой главе не приведены данные о значениях коэффициента использования, коэффициента спроса, максимума для отдельных видов электроприемников, а также упрощенная формула для определения эффективного числа электроприемников.

Глава 2 посвящена рассмотрению характеристики работы основного электрооборудования электростанций и подстанций — генераторов и трансформаторов.

Как недостаток этой главы следует отметить отсутствие рекомендации о применении АРВ для генераторов мощностью менее 2 500 кВт, тогда как известно, что изготавливаемые устройства быстрого действия компаундирования (УБК-З) находят широкое применение для генераторов мощностью до 1 000 кВт и выше. В этой же главе не указывается на возможность применения трансформаторов с двумя вторичными обмотками (6—10 кВ) и автотрансформаторов.

В гл. 3 рассматриваются вопросы токов короткого замыкания и токов замыкания на землю, приведена методика расчета токов короткого замыкания при питании от электрических систем и от станций ограниченной мощности, даны примеры расчета.

В гл. 3 недостаточно четко указано, в каких случаях при расчетах токов короткого замыкания необходимо учитывать подпитку от синхронных и асинхронных двигателей. Не указано, как составляется схема замещения трехобмоточных трансформаторов, автотрансформаторов, а также трансформаторов с двумя вторичными обмотками.

В гл. 4 рассматриваются вопросы выбора шин теплового действия токов короткого замыкания на токоведущие части, электродинамического взаимодействия токоведущих частей при токах короткого замыкания, назначения аппаратуры и выбора ее по номинальным параметрам и токам короткого замыкания. Эта глава посвящена весьма важному вопросу, определяющему надежную и экономичную работу распределительных

устройств электрических станций и подстанций. Материал, изложенный в ней, соответствует «Правилам устройства электротехнических установок» и изложен в соответствии с ними и опытом ведущих проектных организаций.

К недостаткам гл. 4 следует отнести отсутствие указаний о причинах выбора распределительных шин присоединений генераторов, трансформаторов, линий и других элементов по экономической плотности тока, а главных сборных шин только по нагреву.

На стр. 107 использован термин «низкое, высокое напряжение», не предусмотренный «Правилами устройства электротехнических установок».

На стр. 120 применен термин «выносное короткое замыкание», который недостаточно ясен.

При описании короткозамыкателей и отделителей авторы не приводят схему автоматического включения и отключения, без чего недостаточно ясен принцип действия.

В гл. 5 рассматриваются схемы первичных электрических соединений станций и подстанций. Здесь излагаются виды схем первичных электрических соединений, схемы электрических соединений станций, трансформаторных подстанций, трансформаторных пунктов и цеховых подстанций. Рассмотрены схемы ТЭЦ при комплексном энергоснабжении районных нагрузок и железнодорожных потребителей, в том числе с применением сдвоенного реактора.

В этой главе приведены схемы расстановки заземляющих ножей разъединителей на подстанциях, что весьма целесообразно, так как данный вопрос мало освещен в литературе.

На стр. 160 опечатка: вместо 5—6 кВ должно быть 6—10 кВ. На стр. 161 неправильное указание, что в схемах местных станций с генераторами 1 000—3 000 кВт применяют выключатели на всех цепях. Ряд отходящих линий может быть защищен выключателями нагрузки, что используется в ряде установок.

На рис. 5-8 сдвоенные реакторы могут потребоваться лишь при мощности трансформаторов свыше 40 Мва при условии параллельной работы.

При рассмотрении вариантов двух- и трехобмоточных трансформаторов со вторичными напряжениями 35 и 10 кВ не учтен вопрос резервирования, а также возможность применения двух трехобмоточных трансформаторов.

На рис. 5-12 показана кольцевая кабельная магистраль. Следовало бы указать, что в нормальном режиме магистраль отключена в одном из ТП, иначе потребовалась бы сложная релейная защита.

Вряд ли целесообразно классифицировать схемы цеховых подстанций по потребителям 1, 2 и 3-й категорий. Неправильно утверждение, что при наличии потребителей 1-й категории сооружаются помимо ГПП еще и распределительные пункты. Последние необходимы при большом количестве цеховых трансформаторов и значительной мощности завода.

На рис. 5-15 приведена не схема распределительной сети, а схема цеховой подстанции с частью распределительной сети потребителей 1-й категории.

В гл. 6 рассматриваются собственные нужды станций и подстанций, в том числе условия работы двигателей при самозапуске, оперативный ток на станциях и подстанциях, режимы работы и схемы присоединения аккумуляторных батарей, источники переменного оперативного тока. В целом в этой главе при небольшом объеме достаточно полно отражены основные вопросы собственных нужд электростанций и подстанций. Следовало бы отметить, что применение блоков питания целесообразно также на действующих подстанциях 35/6—10 кВ, на которых демонтируются аккумуляторные батареи вследствие выхода их из строя.

На стр. 186 указано, что на станциях с генераторами мощностью не выше 6 Мвт и напряжением 6 кВ крупные двигатели от 200 кВт и выше питаются непосредственно от главных шин

через реактированные кабели. Однако обычно в таких случаях необходимости устанавливать реакторы нет.

В гл. 7 приведено много материалов по конструкциям закрытых распределительных устройств, комплектных распределительных устройств и комплектных подстанций, распределительных устройств и подстанций открытого типа напряжением выше 1 000 в, шитам управления и их компоновкам с распределительными устройствами. Приведены описания и чертежи совмещенных тяговых подстанций напряжением 110/27,5/10 кв, передвижных и стационарных электростанций с двигателями внутреннего сгорания, специфичных для железнодорожных установок.

В гл. 8 приведены данные по релейной защите железнодорожной энергетики, рассмотрены основные виды реле, релейная защита сетей, генераторов, трансформаторов, электродвигателей.

К сожалению, здесь не приведены полные схемы релейной защиты генераторов и электродвигателей, что было бы весьма полезно для студентов при курсовом и дипломном проектировании. На стр. 311 не пояснено, почему на трансформаторах с соединением обмоток «звезда — треугольник» трансформаторы тока соединены на стороне «звезды» в «треугольник», а на стороне «треугольника» в «звезду».

Гл. 9 посвящена схемам вторичной коммутации электрических станций и подстанций и в сжатом виде содержит все необходимые сведения по этому вопросу.

В гл. 10 приведены данные по заземляющим устройствам электрических станций и подстанций. В этой главе не указано на необходимость предварительного определения удельного сопротивления грунта и его распределения по глубине с помощью вертикального электрического зондирования при проектировании, что позволяет удешевить заземляющие устройства.

Следовало бы указать, что в сетях напряжением 220—380 в в целях уменьшения сопротивления цепи замыкания целесообразно применение трансформаторов со схемой соединения обмоток «треугольник — звезда» вместо схемы «звезда — звезда». Это позволяет уменьшить сопротивление трансформаторов в общем сопротивлении цепи замыкания в 3—5 раз.

В гл. 11 приведены основные сведения по эксплуатации электрической части станций и подстанций (генераторов, трансформаторов, распределительных устройств), а также освещены вопросы компенсации реактивной мощности в установках потребителей. Следовало бы указать, что вопросы компенсации реактивной мощности должны решаться совместно с вопросами регулирования напряжения.

В заключение следует сказать, что отмеченные недостатки не снижают бесспорной ценности рецензируемой книги. В целом эта книга содержит обширный материал, написана хорошим языком и заслуживает высокой оценки.

Проф. Б. А. Князевский

УДК 621.313.322—82(048)

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ГЕОМЕТРИИ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

(Ответ Г. Н. Тер-Газаряну, Г. К. Жерве и В. В. Домбровскому)

1. Основной смысл рецензии на книгу «Общая геометрия гидрогенераторов (основные закономерности развития гидрогенераторостроения)» (Госэнергоиздат, 1962, 176 стр.), помещенной в журнале «Электричество», № 11 за 1963 г., сводится к тому, что ее авторы противопоставляют заводскую расчетную методику анализу статистических данных, отвергая последние.

У них так и написано: «... при проектировании конкретного генератора более правильный выбор его размеров и параметров может и должен быть сделан на основе конкретных технических условий и заводской расчетной методики, а не статистических данных...». А в том случае, когда статистические данные не подтверждают точку зрения рецензентов, то они делают вывод, что де «либо неверны существующие расчетные формулы, многократно одобренные заводами-изготовителями, либо не пригодны статистические данные».

Однако противопоставлять расчетные методики (если они верны) статистическим данным нельзя.

В настоящее время большинство инженерных методов расчета и проектирования, в частности гидрогенераторов, основано в значительной мере на интуиции и личном опыте инженера-расчетчика (конструктора). Поэтому на разных заводах в различных фирмах применяются разные методы расчета одних и тех же машин и аппаратов. Едва ли вызывает сомнение ценность сравнения получаемых результатов методами математической статистики.

Мы полагаем, что конструктор, очень хорошо знающий «заводскую расчетную методику» и «технические условия», не должен пренебрегать данными статистического эксперимента, иначе он впадает в одну (или многие) из тех ошибок, которые в качестве примера будут показаны ниже (см. п. 3).

2. Статистическая обработка результатов расчета параметров машин и аппаратов имеет, по мнению автора, значение для эскизного проектирования и оценки того, насколько методика данного завода или фирмы соответствует современному уровню (см., например, [Л. 9]).

В книге [Л. 2], а также в работах [Л. 1, 3, 5, 8 и 9] приводятся зависимости, позволяющие достаточно точно либо определить для стадии эскизного проектирования по заданным основным параметрам (номинальные мощность и скорость вращения) геометрические размеры, маховой момент и прочие элементы будущей машины, либо оценить предложенную заводом конструкцию с точки зрения ее соответствия достигнутым в технике показателям. Именно в этом, т. е. в анализе весьма большого фактического материала и создании ряда полумпирических зависимостей, и заключается главная ценность и полезность работы [Л. 2].

3. Ниже следует лишь несколько примеров зависимостей, полученных методами математической статистики против которых бездоказательно возражали рецензенты.

а) Автором [Л. 1] еще в 1957 г. была предложена формула [Л. 2, стр. 54, формула (70)]

$$GD_r^2 = 5D^3 \sqrt{l} [m^2], \quad (1)$$

где GD_r^2 — маховой момент гидрогенератора, $тм^2$;

D — диаметр расточки статора, $м$;

l — высота активной стали, $м$.

Ранее прототипа для такой формулы не было вообще. Она впервые была предложена нами и нашла широкое и притом основополагающее применение при расчете гидрогенераторов [Л. 4, стр. 99, формула (2-8)], в том числе и в книге одного из рецензентов [Л. 6, стр. 32, формула (7)].

Следующие формулы вошли в одно из учебных пособий для вузов [Л. 7, стр. 239]

$$GD_s^2 = 54,5 \frac{S}{n^2} \sqrt{Sn} [m^2]; \quad (2)$$

$$t = 74,7 \sqrt{Sn} 10^{-3} [сек]; \quad (3)$$

$$D = 13,9 \frac{\sqrt[4]{S}}{\sqrt[3]{n^2}} [м], \quad (4)$$

где S — номинальная мощность гидрогенератора, $квa$;

n — скорость вращения, $об/мин$;

t — удельная энергия вращения, $сек$.

б) Рецензенты ошибочно считают, что «... коэффициент угонной скорости зависит от типа турбины...».

Нижеследующая таблица вскрывает их ошибку.

Гидрогенератор	Тип турбины	k_p
Волжский и Бор	<i>пл и ро</i>	2,08 и 2,05
Иркутский и Днепровский (1946)	То же	2,00 и 1,98
Жениссия и Днепровский (1932)	" "	2,00 и 2,00
Нарвский и Б. Чирчик	" "	1,98 и 2,04
Иназбекский и Блейлох	" "	2,13 и 2,12

Гидротурбины разные (пл — поворотлопастная, ро — радиальноосевая), а коэффициенты разгона k_p одинаковые (в таблице дано 10 турбин, однако можно было бы привести и 100).

Дело, следовательно, не в типе турбины, а в другом. Это другое устанавливается предложенной формулой [Л. 2, 3 п 8]

$$k_p = \frac{17}{n^{0,25} S^{0,083}} \quad (5)$$

Иначе говоря, коэффициент разгона зависит не от типа гидротурбины, а от ее номинальных скорости вращения и мощности. Между прочим, к такому выводу можно прийти не только с помощью методов математической статистики. Это вытекает из анализа аэрогидродинамики потока в камере рабочего колеса гидротурбины.

в) Статистический анализ (не выборочный, а сплошной) показывает, что коэффициент использования гидрогенератора с ростом номинальной скорости вращения падает, а с увеличением номинальной мощности растет (конечно, при постоянстве номинального напряжения и, кроме того, при постоянстве: в первом случае — номинальной мощности, а во втором — номинальной скорости вращения). Однако рецензенты утверждают обратное. Видимо, бывает и так, что даже крупные специалисты-конструкторы, не желающие анализировать статистические данные, ошибаются.

В книге [Л. 2] утверждается также, что коэффициент использования гидрогенератора падает, если растет номинальное напряжение (при постоянстве номинальных скорости вращения и мощности). Это явствует из формулы (93) на стр. 77 в [Л. 2]

$$0,306 \frac{S^{0,87} U^{0,32}}{D^2 n^{0,94}} = 1. \quad (6)$$

Однако рецензенты безосновательно приписывают автору обратное.

г) Пользуясь случаем, выполняем пожелание рецензентов и приводим из [Л. 8] формулу для определения величины минимально допустимого сопротивления изоляции обмотки ста-

тора генератора при 75°С, при котором машина еще может работать без специальной сушки,

$$R_{\text{мин. доп}} = 27,2 \frac{n^{0,24} U^{0,83}}{S^{0,54}} [\text{Мом}]. \quad (7)$$

Формула (7) обобщает [Л. 8] известные нам работы в этой области.

Остальные ошибки рецензентов вскрыты в [Л. 3, 5, 8 и 9] и никак не опровергают сформулированные в [Л. 2] закономерности.

Литература

1. Тардов Б. Н., Зависимость махового момента и удельной энергии вращения гидрогенератора от его номинальных величин, «Вестник машиностроения», 1958, № 3.
2. Тардов Б. Н., Общая геометрия гидрогенераторов (основные закономерности развития гидрогенераторостроения), Госэнергоиздат, 1962.
3. Тардов Б. Н., Основные проблемы гидрогенераторостроения, «Электротехническая промышленность», 1963, № 8.
4. Абрамов А. И. и Иванов-Смоленский А. В., Расчет и конструкция гидрогенераторов, изд-во «Высшая школа», 1964.
5. Тардов Б. Н., Интегральная вероятность напряжения пробоя изоляции электрических машин, определенная по методу последовательных многоступенчатых выборок из генеральной стохастической совокупности результатов пробоя малых образцов. В книге «Пробой диэлектриков и полупроводников» (Сборник докладов IV межвузовской конференции по пробоя диэлектриков и полупроводников), изд-во «Энергия», 1964.
6. Домбровский В. В. и др., Проектирование гидрогенераторов, изд-во «Энергия», 1965.
7. Шавелев Д. С., Использование водной энергии, изд-во «Энергия», 1965.
8. Тардов Б. Н., Изоляция электрических машин (вопросы контроля), Изд. ВНИИЭМ, 1966.
9. Тардов Б. Н., Методика определения числового показателя уровня мировой техники на примере синхронного генератора, Сб. «Тематический патентно-информационный поиск» (доклады на Всесоюзном симпозиуме VIII—IX 1966), Изд. ЦНИИ Патентной информации, 1966.

Б. Н. Тардов

ОТ РЕДАКЦИИ

Публикуя ответ Б. Н. Тардова рецензентам его книги, редакция считает в основном правильной позицию рецензентов.

Полученные Б. Н. Тардовым зависимости справедливы только в охваченном статистическими данными диапазоне мощностей и скоростей вращения (примерно до 100~150 Мва и до 300 об/мин), а не за пределами этого диапазона, как полагает автор. Применять формулы Б. Н. Тардова, как и другие известные зависимости, можно только для весьма грубой предварительной оценки размеров машины, имея в виду, что они будут уточнены в процессе электромагнитного, теплового, вентиляционного и механического расчетов. Методика этих расчетов вопреки утверждению Б. Н. Тардова основана не на личном опыте и интуиции инженера-расчетчика,

а представляет собой совокупность уравнений, отражающих реальные физические явления в машине. Поэтому методики расчета, применяемые различными фирмами и заводами, отличаются лишь в деталях.

Так как статистические данные собираются за достаточно большой срок (не менее 5 лет), полученные на их основании формулы не могут использоваться и для оценки технического уровня спроектированного заводом генератора.

Переходя к оценке книги Б. Н. Тардова в целом, следует признать, что она содержит ряд ошибочных положений и неправильных выводов и в силу этого не может претендовать на формулировку общих закономерностей развития гидрогенераторостроения, как это указывается в названии книги.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, Н. П. Богородицкий, В. А. Веников, Б. Б. Воронцовский, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

СОДЕРЖАНИЕ

Л. А. Мелентьев — Значение топливно-энергетических ресурсов Сибири для формирования Единой электроэнергетической системы страны	1	Я. А. Рипс и Б. И. Мочокейн — О законах распределения вероятностей наработки между отказами и времени восстановления бурового электрооборудования	69
В. А. Веников и Л. А. Жуков — Регулирование режима электрических систем и дальних электропередач и повышение их устойчивости при помощи управляемых статических ИРМ	8	К. С. Демирчян — Моделирование вихревого магнитного поля в неоднородной среде	74
М. Г. Портной и А. А. Хачатуров — Экспериментальное исследование устойчивости в объединенных энергосистемах	14	ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ	
Т. Б. Заславская, А. Т. Путилова и М. А. Тагиров — Функция Ляпунова как критерий синхронной динамической устойчивости	18	В. В. Керного — Расстановка секционирующих устройств в распределительной сети	77
Г. С. Борчанинов — Математическое моделирование электрических характеристик токопроводов	24	И. Т. Жердев, И. И. Поляков, А. И. Ивонин, Д. П. Московцев и Е. С. Яськов — Ток шихты ферросилициевых печей мощностью 16,5 Мва	80
В. П. Савельев и Т. К. Иванова — Исследование пробивных напряжений вентильных разрядников при коммутационных перенапряжениях	26	СООБЩЕНИЯ	
В. П. Ураев — О расчете статической вольт-амперной характеристики электрической дуги	32	С. Н. Андреев и Г. Г. Гусев — Об одной аппроксимации характеристик дросселя с подмагничиванием	83
Н. Г. Дроздов, А. Т. Аладьев и Ю. Г. Есиков — Перспективы применения пластмасс в изоляторостроении	37	Я. К. Трохименко — К реализации RC и RL двухполюсников каноническими схемами	84
Л. А. Белова, Л. Г. Мамиконянц и В. Н. Тутубалин — О статистической однородности корпусной изоляции статоров турбогенераторов	40	ДИСКУССИИ	
К. П. Жадин и Е. Н. Приклонский — Технико-экономическая эффективность использования синхронных электродвигателей для компенсации реактивной мощности	47	Технико-экономические обоснования выбора вида энергии на бытовые нужды в городах СССР — Я. М. Червоненкис, В. М. Михайлова. К внедрению напряжения 20 кв — Д. Л. Файбисович	
Н. Ф. Ильинский и В. К. Цаценкин — Топологические методы в электромеханике	51	ХРОНИКА	
В. И. Мелешин — Механическая характеристика конденсаторного двигателя с полым ротором	57	Александр Емельянович Алексеев. Отто Вильгельмович Бенедикт	
В. Я. Пушкин — Работа ионного инвертора с параллельной схемой анодной цепи на активно-индуктивную нагрузку	60	Борис Аркадьевич Телешев	
Е. А. Карпов — Определение области регулирования управляемого моста	65	Станислав Николаевич Вешеневский	
		Диссертации	
		БИБЛИОГРАФИЯ	
		Б. А. Князевский — Книга М. В. Роголи-Левницкого, В. Н. Степанова и А. А. Тайца «Электрические станции и трансформаторные подстанции»	
		Б. Н. Тардов — Статистический анализ геометрии гидрогенераторов	
		От редакции	



CONTENTS

Siberia's Fuel and Power Resources and the Formation of the Country-wide Consolidated Power System — L. A. Melentiev	1	The Mechanical Characteristics of a Hollow-Rotor Capacitor Motor — V. L. Meleshin	57
Regulation in and Improved Stability of Power Systems and Long-distance Transmission Lines Through Controlled Statical Machines — V. A. Venikov, L. A. Djukhov	8	The Performance of an R-L Loaded Electronic Inverter with a Parallel Plate Circuit — V. J. Pushkin	60
An Experimental Study of Stability in Consolidated Power Systems — M. G. Portnoi, A. A. Hachaturov	14	Determining the Regulation Range of a Controlled Bridge — E. A. Karpov	65
Lapunov's Function as the Criterion for Synchronous Transient Stability — T. B. Zaslavskaya, A. T. Putilova, M. A. Tagirov	18	Probability Distribution of the Time Between Failures and the Recovery Period for Electrical Drilling Equipment — J. A. Reepe, B. I. Metschein	69
Mathematical Simulation of the Electrical Characteristics of Current Carrying Conductors — G. S. Borchaninov	24	Simulation of a Rotation Magnetic Field in an Unhomogeneous Medium — K. S. Demirchan	74
A Study of the Breakdown Voltage of Valve Gaps During Switching Surges — V. P. Saveliev, T. K. Ivanova	26	FROM OPERATING EXPERIENCE	
Calculation of the Static Volt-ampere Characteristics of an Electric Arc — V. P. Uraev	32	Locations for Sectionalizing Equipment in a Distribution Network — V. V. Kernogo	77
Prospects for Plastics in the Manufacture of Insulators — N. G. Drozdov, A. T. Aladiev, U. G. Esikov	37	The Charge Current in 16.5 MVA Ferrosilicon Furnaces — I. T. Djerdev, I. I. Poliakov, A. I. Ivonin, D. P. Moskovtsev, E. S. Yaskov	80
Statistical Homogeneity of the Major Insulation for Turbo-generator Stators — L. A. Belova, L. G. Mami-koniantz, V. N. Tutubalin	40	REPORTS	
The Engineering and Cost Merits of Using Synchronous Motors for Reactive Power Compensation — K. P. Djadin, E. N. Priklonski	47	An Approximation for the Characteristics of a D. C. Magnetized Reactor — S. N. Andreyev, G. G. Gusev	83
Topological Methods in Electromechanics — N. F. Ilynski, V. K. Tsatsenkin	51	Canonical Network Realization of RC and RL Two-ports — J. K. Trokhimenko	84
		DISCUSSION	
		CHRONICLE	
		BIBLIOGRAPHY	