

УДК 681.142.35:621.311.1

## Вычислительные устройства в системе комплексной автоматизации энергетических объединений

Кандидат техн. наук В. М. СИНЬКОВ, кандидат техн. наук А. В. БОГОСЛОВСКИЙ,  
инженеры Л. В. ФЕДОТОВ, К. Ю. ФОЛЬКМАН и Р. Д. ЦИПЦЮРА

Киевский институт автоматики

30.28.81  
Развитие устройств автоматического регулирования и вычислительной техники позволяет уже в настоящее время ставить вопрос о комплексной автоматизации электрических станций, энергетических систем и их объединений. Не имея возможности в рамках одной статьи осветить эту проблему всей ее широте, рассмотрим ее лишь в одном аспекте.

При комплексной автоматизации энергосистем вычислительные устройства должны найти широкое применение.

В первую очередь они необходимы для ведения экономического режима работы энергетических предприятий. На этой группе вычислительных устройств мы и остановимся.

Регулирование частоты и распределение активных нагрузок являются двумя сторонами единого процесса. Однако по мере роста энергетического объединения случайные отклонения частоты даже в энергосистемах, не имеющих специальных устройств автоматического регулирования ее, настолько невелики, что на первое место выдвигается решение задачи наивыгоднейшего распределения активной нагрузки, желательно с наибольшей степенью автоматизации этого процесса. Этот показатель и определяет характер использования вычислительных устройств.

Оценивая целесообразность и очередность ввода в эксплуатацию тех или иных вычислительных устройств, необходимо исходить из величины ожидаемой экономии. При средних значениях числа часов использования установленной мощности, удельного расхода и цены топлива снижение расхода его на 1% соответствует экономии около 150—200 тыс. руб. в год на 1 000 Мвт установленной мощности. Приближенные расчеты показывают, что за счет наивыгоднейшего распределения

нагрузки между электростанциями можно ожидать снижения расхода топлива на 0,8—1,2%.

Оптимизация режима машинных цехов ТЭЦ, основанная на наивыгоднейшем совместном распределении электрической и тепловых нагрузок между агрегатами, может дать экономию топлива 1—1,5%. В котельных цехах станций с поперечными связями вероятная экономия топлива за счет распределения нагрузки между котлами вряд ли превзойдет 0,3—0,5%. Однако внедрение вычислительных устройств, предназначенных для расчета к. п. д. и относительных приростов и снабженных датчиками содержания горючих в уносе, позволит дополнительно повысить экономичность котла не менее чем на 0,5—0,6% (по данным испытаний). Для блочных станций вероятная величина экономии за счет правильного распределения нагрузки между блоками неясна — можно думать, что она будет невелика, не более 0,2—0,3%. Здесь мы не учитываем возможной экономии топлива за счет оптимизации режима работы каждого агрегата или блока путем применения соответствующих устройств автоматического регулирования.

В энергосистеме установленной мощностью 1 000—1 500 Мвт вычислительное устройство для распределения нагрузки между электростанциями, стоимость которого составит 25—35 тыс. руб., окупается (с учетом стоимости эксплуатации) в течение 3—4 мес. Естественно, что необходимым условием этого являются добросовестное и регулярное использование вычислительных устройств и своевременная подготовка характеристик относительного прироста и соответствующих функциональных устройств для вновь появляющихся режимов работы электростанций (сочетаний работающих котлов и турбин, величин отбора и т. п.). Следует заметить, что необходимость подготовки исходных дан-

ных для расчета функциональных преобразователей, т. е. уточнения характеристик относительных приростов основных агрегатов электростанций, повышает экономичность эксплуатации энергосистем независимо от степени использования вычислительных устройств.

Для ТЭЦ мощностью 200—300 Мвт комплект вычислительных устройств для автоматического ведения наивыгоднейшего режима стоимостью 30—35 тыс. руб. должен окупиться в течение 0,5—1 года. Срок окупаемости комплекта вычислительных устройств для котельной такой же ТЭЦ составит не более 1—1,5 лет.

Приведенные данные свидетельствуют о необходимости первоочередного внедрения вычислительных устройств, предназначенных для диспетчерских управлений энергетических систем и их объединений.

На первом этапе использование вычислительных устройств в энергосистеме возможно без применения каких бы то ни было средств автоматизации. В службе режимов диспетчерского управления устанавливается вычислительное устройство для экономического распределения нагрузки между станциями (ЭРНС). Построенные с помощью его суточные графики нагрузки передаются на станции и там реализуются при ручном управлении. Некоторые станции являются ведущими по частоте и покрывают отклонения нагрузки от запланированной. Этот вариант представляет собой по сути метод ведения режима, применяющийся много лет в наших энергосистемах. Отличие заключается лишь в более точном расчете нагрузок электростанций.

В дальнейшем можно ожидать постепенного перехода к системе, когда все основные агрегаты будут оснащены вычислительными устройствами, рассчитывающими значения относительных приростов расхода топлива в темпе производства. Станционные вычислительные устройства, сочетаемые с устройствами автоматического регулирования, осуществляют наивыгоднейшее распределение нагрузки между агрегатами и отработают величину общестанционного относительного прироста. По каналам связи эта величина будет передана на диспетчерский пункт так же, как и определенная специальными датчиками величина относительного прироста потерь мощности в сети.

На основании полученной информации вычислительное устройство ЭРНС произведет расчет и передаст на станции команды — значения нагрузки или станционных относительных приростов. В случае использования децентрализованной системы необходимость передавать на станции информацию, требующуюся для расчета относительного прироста потери мощности в сети, сохраняется.

Этот вариант в настоящее время пока мало реален. Основные затруднения возникают при измерении относительных приростов потерь мощности в сети, при передаче с достаточной точностью и надежностью информации по телеканалам, при измерении величин относительных приростов станций в темпе производства и т. д.

Кроме того, такая система предусматривает только оперативное распределение нагрузки, между

тем не менее важно производить с помощью вычислительных устройств квалифицированное перспективное распределение нагрузки при планировании работы энергосистемы на сутки, месяц или более длительный срок и определять наивыгоднейший состав оборудования. В результате перспективного расчета должны быть получены коэффициенты к величинам относительных приростов для станций с заданным расходом энергоносителя. Для ГЭС эти коэффициенты определяют режим сработки водохранилищ.

Строго говоря, расчет наивыгоднейшего режима работы любого замкнутого (т. е. не имеющего внешних связей) энергетического объединения до ЕЭС включительно должен представлять собою комплекс вычислений, необходимых для совместного решения следующих вопросов:

режим наивыгоднейшего использования природных ресурсов (в первую очередь — энергии водотоков);

режим наивыгоднейшего использования располагаемой мощности электростанций, т. е. выбор состава работающего оборудования для каждого момента времени, и

режим наивыгоднейшего использования работающей мощности объединения, т. е. наивыгоднейшее распределение нагрузки между электростанциями и между их агрегатами.

В настоящее время осуществление таких расчетов невозможно в связи с колоссальной сложностью задачи. Расчленение ее вызывается технической необходимостью. Экономическая допустимость его определяется тем, что при разумном выборе границ задач, принимаемых независимыми, и соответствующем подборе граничных условий можно использовать несложные и недорогие вычислительные устройства при ничтожно малом вероятном перерасходе топлива, вызванном отклонением от теоретически оптимального режима (рассчитать который возможно лишь для простейших, идеализированных энергосистем).

Расчленение общей задачи расчета экономического режима должно производиться путем последовательного решения перечисленных вопросов и поэтапного расчета наивыгоднейшего распределения нагрузки по последнему пункту, независимо для смежных энергосистем или объединений.

В последнее время получает всеобщее признание комбинированная система автоматического регулирования частоты и активной мощности [Л. 1 и 7], разрабатываемая в институте Энергосеть-проект (Москва) и в Институте автоматики (Киев). В частности, в последнем разработан один из возможных вариантов комплекса вычислительных устройств для реализации этой системы.

Суть ее заключается в том, что ведение режима энергетических объединений представляет собой сочетание *расчета* для энергосистем и *автоматического ведения* режима для электростанций.

Наивыгоднейший режим работы энергосистем и их объединений рассчитывается на очередные сутки с помощью вычислительных устройств, не связанных с системой регулирования и рассчитанных на ручной ввод информации с выводом ее на измерительные приборы или цифропечать. В этих вы-

числительных устройствах используются характеристики относительных приростов, построенные по результатам испытаний, и модель сети для определения относительных приростов потерь в сети или рассчитанные предварительно коэффициенты формулы потерь.

Режим работы каждой станции ведется автоматически по сумме сигналов задатчика графика нагрузки и датчика интегрального отклонения частоты (последний определяет долю участия станции в покрытии общесистемной внеплановой нагрузки).

При этом в замкнутой системе автоматического регулирования участвуют вычислительные устройства для расчета действительных значений относительных приростов основного энергетического оборудования и для наивыгоднейшего распределения нагрузки между параллельно работающими агрегатами.

При выборе любого принципа построения системы регулирования частоты с экономическим распределением нагрузок (централизованного, децентрализованного, комбинированного) должен быть решен вопрос об автоматическом регулировании перетоков мощности (АРПМ) по слабым межсистемным связям. При сильных связях обычные колебания нагрузок энергосистем не вызывают перегрузки линий и регулирование перетока в прямом смысле этого слова (для обеспечения устойчивости) не требуется. В этом случае обменная мощность может быть равна значению, определяемому экономическим распределением нагрузок в связанных системах.

Известно, что регулирование обменной мощности по тому или иному закону требует воздействия на регуляторы первичных двигателей, что вызывает необходимость сооружения большего или меньшего количества каналов телемеханики. Лишь в случае использования для связи энергосистем линий постоянного тока или применения на линиях переменного тока вставок постоянного тока (ВПТ) — выпрямительно-инверторных установок [Л. 9] автоматизация регулирования перетока осуществляется довольно просто. Одновременно успешно решаются вопросы устойчивости параллельной работы.

Вторым вариантом является выделение в одной из систем группы станций, работающих на межсистемную связь. Обеспечивая устойчивость параллельной работы и позволяя уменьшить количество каналов телемеханики, это решение тем не менее не является желательным, так как при этом ограничивается возможность экономического распределения нагрузок не только между системами, но даже и в пределах разделенной на две части системы. Удобство эксплуатации также снижается.

В отдельных случаях для автоматического регулирования мощности, передаваемой по одной из нескольких линий межсистемной связи, может быть использовано оборудование с продольно-поперечным регулированием.

Если пойти на сооружение и использование каналов телемеханики хотя бы к основным наиболее крупным станциям (желательно ко всем станциям, участвующим в автоматическом регулировании

частоты), то можно осуществить автоматическое регулирование:

по заданному (на сутки) графику, рассчитанному для наивыгоднейшего распределения нагрузки между системами с учетом необходимых ограничений по устойчивости;

только с автоматическим ограничением перетока.

Расчеты для двух энергосистем с идеализированными характеристиками показали, что при статистически вероятных отклонениях нагрузок от запланированных перерасход топлива в обеих системах при регулировании перетока по заданному графику не превысит нескольких сотых долей процента, что говорит о приемлемости такого варианта.

В настоящее время преждевременно говорить об окончательном выборе того или иного варианта или считать возможным выбор универсального решения. Необходимо провести серьезные технико-экономические расчеты для решения вопроса об областях использования ВПТ, а также осуществить на нескольких связях регулирование перетоков по заданному графику с проведением контрольных расчетов экономичности такого режима.

При выборе мест расстановки вычислительных устройств и определении круга задач каждого из них необходимо принимать во внимание следующие соображения:

1. Желательно, чтобы схема расстановки вычислительных устройств в наибольшей степени соответствовала структуре административного и диспетчерского управления энергосистемами. Отступление от этого приведет к необходимости решения некоторых режимных вопросов без согласования с диспетчерским управлением, что ограничит его самостоятельность и ответственность и может явиться причиной недоразумений.

2. Вместе с тем желательно свести к минимуму число ступеней. В равной степени это касается ступеней диспетчерского управления и этапов расчета режима.

3. С целью упрощения расчетов экономических режимов целесообразно ограничить количество объектов (станций, групп станций, энергосистем) на каждое вычислительное устройство числом не более 15—20.

4. Естественными границами зоны действия того или иного вычислительного устройства могли бы явиться межсистемные «слабые» связи.

5. Перспективный расчет режима каскада ГЭС должен производиться ОДУ, охватывающим всю территорию, на которой расположен каскад.

На рис. 1 показаны варианты структурных схем расчета режимов различных энергетических объектов, входящих в состав ЕЭС, и пути поступления информации.

Выполнение расчетов наивыгоднейших режимов разделяется на два или три этапа. Наиболее общим является расчет по трем этапам — ОДУ ЕЭС → ОДУ ОЭС → ДС ЭС (вариант А). Если энергосистемы не объединены и подчиняются непосредственно ОДУ ЕЭС, то расчет выполняется в два этапа: ОДУ ЕЭС → ДС ЭС (вариант В). Промежуточным является случай, когда в объединениях энергосистем имеются группы близко расположенных стан-



регулирования частоты и активной мощности, разработанная ВНИИЭ. При уменьшении количества станций, участвующих в покрытии внеплановой нагрузки, возрастает перерасход топлива в системе при распределении внеплановой нагрузки без учета потерь в сети [Л. 7]. Если же отклонения нагрузки покрываются всеми основными станциями, что легче осуществить при децентрализованной системе, то перерасход топлива оказывается ничтожно малым. При этом требования к точности датчика эталонной частоты могут быть снижены на один порядок.

Экономический режим отдельных электростанций осуществляется различной аппаратурой в зависимости от их типа. Для ГЭС этот вопрос можно считать решенным — различные системы группового регулирования удовлетворительно работают на ряде станций.

При малых объемах водохранилища может оказаться целесообразным исключение ГЭС из участия в покрытии внеплановой нагрузки, чтобы точно выдержать заданный среднесуточный расход воды. При этом устройства вторичного регулирования частоты ГЭС остаются в работе, обеспечивая благоприятные динамические свойства регулирования при толчках нагрузки. Воспринятые при этом отклонения нагрузки должны передаваться тепловым электростанциям устройствами третичного регулирования.

На новых ГРЭС с мощными блоками, вероятно, будут использоваться системы управления, включающие цифровые управляющие машины. Такие системы в настоящее время разрабатываются. Ниже рассмотрены вычислительные устройства, необходимые для ТЭЦ и конденсационных станций с агрегатами средней мощности. Удельный вес (по мощности) этих двух групп станций еще долгое время будет довольно велик.

Скорректированное по интегралу отклонения частоты значение стационного относительного прироста  $b_{ст}$  и относительный прирост котельной  $b_k$  (при нескольких давлениях свежего пара — каждой группы котлов) поступают на устройство экономического распределения нагрузки между турбоагрегатами (ЭРНТ). Это устройство выдает команды на изменение электрической и тепловой нагрузок ТЭЦ с учетом задания  $b_{ст}$  и информации, поступающей от вычислительных устройств для корректировки относительных приростов турбоагрегатов (КПТ).

В последнее закладываются характеристики относительных приростов расхода тепла как по электрическим, так и по тепловым нагрузкам. От датчиков поступает информация о нагрузках, давлении пара в различных точках и вакууме. На выходе получают значения всех видов относительного прироста, скорректированные в соответствии с фактическим режимом, т. е. сочетанием электрических и тепловых нагрузок, давлениями, вакуумом. Эти данные, поступая в ЭРНТ, являются основой для совместного наимыгоднейшего распределения электрической и тепловых нагрузок между турбоагрегатами ТЭЦ. В [Л. 8] показано, что такой подход к выбору режима работы ТЭЦ дает существенный экономический эффект.

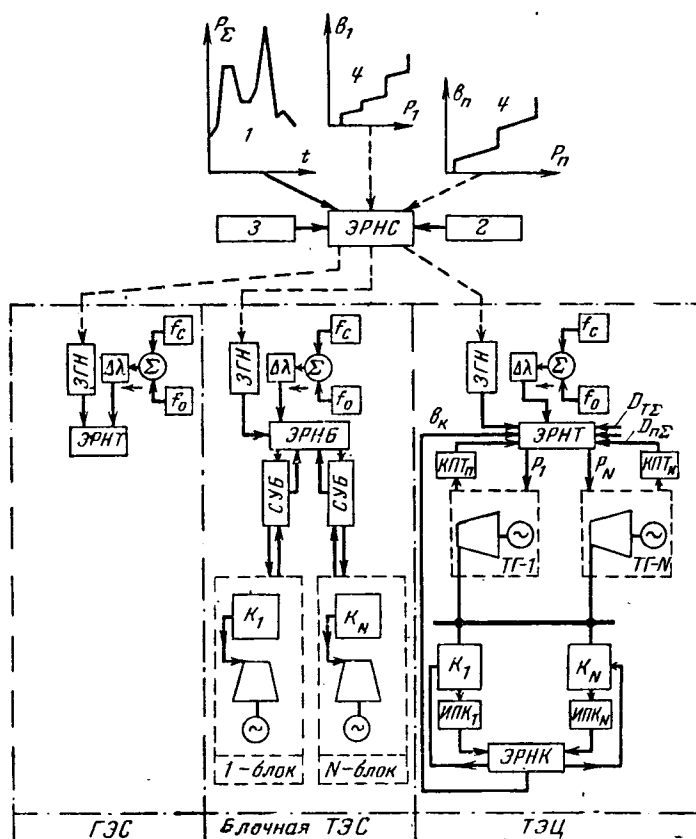


Рис. 2. Структурная схема системы регулирования частоты с комбинированным распределением активной нагрузки для смешанной энергосистемы.

СУБ — система автоматического управления блоком; ЭРНБ — устройство экономического распределения нагрузки между блоками (для мощных блоков СУБ и ЭРНБ могут быть объединены в одной управляющей цифровой машине);  $f_г$  — блок измерения частоты энергосистемы;  $f_0$  — датчик эталонной частоты; 1 — графики ожидаемой нагрузки и межсистемных перебоев; 2 — режим сети; 3 — расход энергоносителя; 4 — характеристика относительного прироста станции.

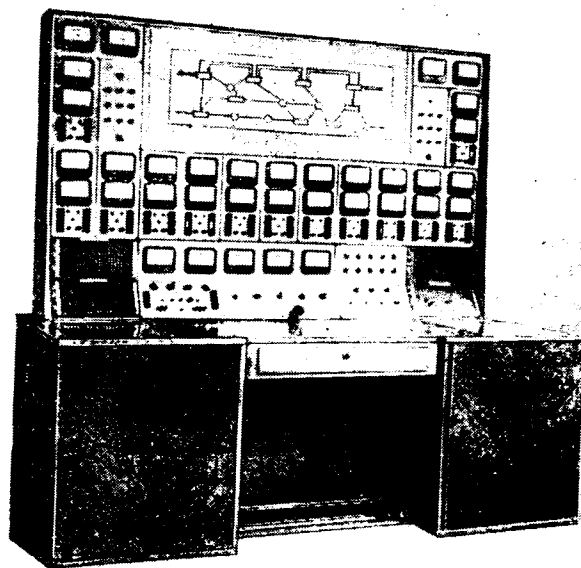


Рис. 3. Вычислительное устройство ЭКРАН-4.

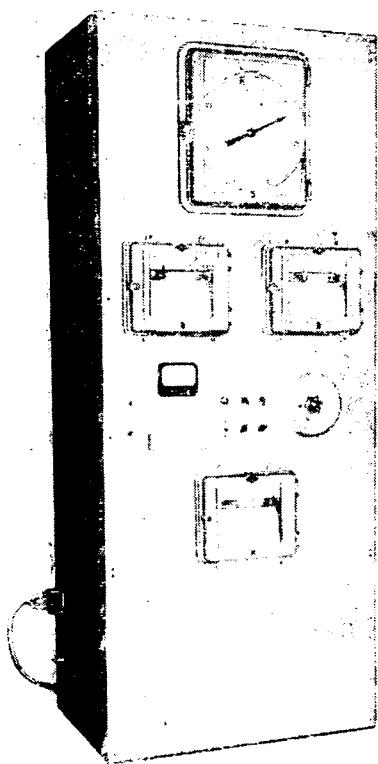


Рис. 4. Вычислительное устройство ИПК-2.

Методика решения этой задачи использована диспетчерской службой Киевэнерго для расчета характеристик относительных приростов ТЭЦ.

Принятая методика применима на станциях со сложными тепловыми схемами: несколькими давлениями свежего пара, предвключенными турбинами, турбогенераторами с двумя отборами пара и т. п.

Вычислительные устройства для измерения относительных приростов расхода топлива котлоагрегатов (ИПК) построены по принципу обратного баланса. В них поступает информация, необходимая для определения переменных потерь — данные о температуре газов и холодного воздуха, о содержании кислорода в уходящих газах и т. д.

Одной из важнейших величин, необходимых для расчета к. п. д. и относительного прироста, является содержание горючих в уносе. Институтом автоматизации совместно с Институтом технической теплофизики АН УССР разработан датчик этой величины, работающий на емкостном принципе. Испытания этого датчика на Киевской ТЭЦ-2 дали обнадеживающие результаты — отклонения измеренного значения содержания горючих от результатов анализа не превышали 1,5% в абсолютных значениях при чистом запаздывании около 2 мин. Вычислительное устройство ИПК одновременно используется в качестве калпедемера. На рис. 4 показан его внешний вид.

Отработанные ИПК значения относительных приростов поступают в устройство автоматического экономического распределения нагрузки между котлоагрегатами (ЭРНК), которое выдает команды

на изменение нагрузки котлов, что необходимо для обеспечения равенства их относительных приростов.

Описанная система использования вычислительных устройств имеет существенные преимущества. Основным из них является меньшая необходимость использования телеканалов для автоматического регулирования активной мощности и частоты.

Необходимо отметить, что при осуществлении централизованного варианта комбинированной системы требования к надежности оперативных каналов связи могут быть значительно снижены по сравнению с чисто централизованной системой.

Вторым, не менее важным преимуществом, можно считать высокую экономичность системы, что подтверждается статистическим анализом графиков нагрузки и обуславливается использованием действительных значений экономических показателей оборудования для ведения режима каждой станции. Очень важно также и то, что система ничем не ограничивает тип вычислительного устройства ЭРНС, применяемого диспетчерской службой, и что на станциях могут быть использованы некоторые узлы ранее разработанной и установленной уже на ряде электростанций аппаратуры.

Одно из важнейших преимуществ комбинированной системы регулирования частоты и активной мощности — возможность поэтапного ее осуществления. Внедрение станционных и системных вычислительных устройств, а также устройств автоматизации осуществляется независимо друг от друга.

Нужно ли будет впоследствии переходить к сочетанию системы перспективного распределения нагрузки по рассчитанным заранее характеристикам с оперативным распределением в объединениях энергосистем по «мгновенным» значениям экономических показателей?

Сейчас трудно ответить на этот вопрос. Ясно только, что целесообразность этого будет тем больше, чем дешевле и надежнее будут становиться телеканалы, и тем меньше, чем внимательнее службы режимов будут относиться к построению и систематической корректировке характеристик относительных приростов электростанций. При этом должно быть учтено еще одно обстоятельство — отклонения экономических показателей при изменяющихся в процессе эксплуатации нагрузках от значений, снятых при испытаниях и являющихся основой расчета. Целесообразность перехода к такой системе распределения нагрузок должна быть доказана расчетом ее рентабельности.

Вычислительные устройства, предназначенные для рассматриваемой группы станций, оказались дешевле и проще в аналоговом исполнении. Однако перспективные расчеты совместного наиболее выгодного распределения электрической и тепловых нагрузок между агрегатами ТЭЦ могут быть осуществлены на ЭЦВМ.

#### Литература

1. Кучкин М. Д., Автоматическое регулирование режима работы крупных энергообъединений по частоте и активной мощности, «Электричество», 1962, № 3.

# Линии электропередачи сверхвысокого напряжения в СССР

В. В. БУРГСДОРФ, С. С. РОКОТЯН и А. Н. ШЕРЕНЦИС

**Введение.** Пять лет тому назад, в декабре 1959 г., в Советском Союзе была впервые в мире введена в эксплуатацию первая цепь промышленной электропередачи 500 кВ Волжская ГЭС имени XXII съезда КПСС — Москва длиной 964 км. В сентябре 1961 г. окончено сооружение второй цепи этой передачи длиной 1005 км. Пропускная способность электропередачи равна 1500 Мвт.

В дальнейшем линии электропередачи 500 кВ явились основой для создания мощных объединенных энергосистем Советского Союза.

В объединенной энергосистеме Европейской части СССР — эксплуатируются электропередачи 500 кВ Волжская ГЭС имени В. И. Ленина — Москва, Волжская ГЭС имени XXII съезда КПСС — Москва, Волжская ГЭС имени В. И. Ленина — Урал, Воткинская ГЭС — Свердловск и др.

В энергосистеме Центральной Сибири основным звеном сети 500 кВ является двухцепная электропередача Кузнецкий угольный бассейн — Красноярск — Иркутск протяженностью около 2000 км. К электропередаче 500 кВ присоединена Братская гидроэлектростанция, наиболее крупные тепловые конденсационные электростанции и ряд подстанций 500 кВ. В дальнейшем в эту магистраль включатся Красноярская ГЭС и новые мощные тепловые электростанции.

Создание объединенных энергетических систем Средней Азии, Кавказа, Казахстана и некоторых других также предусматривается путем сооружения линий 500 кВ.

Таким образом, для Советского Союза линии 500 кВ имеют крупнейшее народнохозяйственное значение, обеспечивая создание мощных энергетических объединений на огромной территории.

Планом текущего семилетия намечен ввод около 10 тыс. км линий 500 кВ. По состоянию на декабрь 1964 г. в СССР уже сооружено 8000 км линий 500 кВ, в том числе около 7100 км эксплуатируется на напряжении 500 кВ и около 900 км временно работает при напряжении 220 кВ.

В ближайший период развития советской энергетики необходимо освоение электропередач 750 кВ длиной до 1500 км с пропускной способностью до 2,5—3,0 млн. кВт на цепь. С 1964 г. начаты работы по строительству опытно-промышленной электропередачи 750 кВ Конаковская ГРЭС — Москва.

В настоящее время в странах Западной Европы высшим напряжением эксплуатируемых промышленных электропередач является 400 кВ, в США — 345 кВ. В США, Канаде и ОАР проектируются и сооружаются электропередачи 500 кВ. Первую промышленную линию 500 кВ в США намечено ввести в эксплуатацию в 1965 г. В Канаде проектируется электропередача 700 кВ, первая очередь которой уже строится.

В связи с проектированием дальних электропередач 400—500 кВ, а затем 750 кВ в СССР было построено несколько экспериментальных установок сверхвысокого напряжения, на которых в течение ряда лет систематически велись измерения электрической прочности больших разрядных промежутков, гирлянд изоляторов, потерь на корону и радиопомех в различных метеорологических условиях, а также испытания высоковольтного оборудования. Аналогичные установки были созданы в США, Канаде и ряде стран Западной Европы. Большой объем исследований и экспериментальных работ, проведенных как в СССР, так и за рубежом, объясняется в значительной мере необходимостью создания экономичных конструкций оборудования сверхвысокого напряжения и линий передач. Решение этой задачи во многом зависит от правильного выбора уровня изоляции.

**Защита от внутренних перенапряжений.** При проектировании и сооружении в начале 50-х годов первых электропередач 400 кВ был сохранен принцип выбора изоляции, принятый для установок 110—220 кВ. При этом испытательные напряжения выбирались таким образом, чтобы изоляция без дополнительных защитных мероприятий выдерживала воздействие внутренних перенапряжений с расчетной кратностью порядка  $3U_{\phi}$ . Этот уро-

2. Синьков В. М., Некоторые перспективы применения вычислительных устройств в энергетике, «Электричество», 1960, № 10.

3. Синьков В. М., Засенко В. Л., Коваленко В. П. и Фолькман К. Ю., Вычислительное устройство для распределения активной нагрузки при заданном расходе топлива, «Электричество», 1960, № 8.

4. Синьков В. М., Закидальский А. И., Засенко В. Л., Ситникова И. А., Фолькман К. Ю. и Холмский Д. В., Вычислительные устройства для расчета наивыгоднейшего распределения активных нагрузок в сложных энергосистемах, Сборник трудов Института автоматики, вып. 2, 1961.

5. Синьков В. М., Оксанич М. А. и Панченко Г. Ф., Вычислительное устройство для расчета топлива и к. п. д. котлоагрегатов, Материалы к совещанию по применению новой вычислительной техники при проектировании и эксплуатации энергетических систем, вып. 1, Киев, 1960.

6. Синьков В. М., Оксанич М. А., Федотов Л. В. и др., Вычислительное устройство для определения относительного прироста расхода топлива котлоагрегата, вып. 14, ГОСНИТИ, М., 1962.

7. Циплюра Р. Д., Автоматическое регулирование частоты с комбинированным распределением активных нагрузок между всеми станциями энергосистемы, «Энергетика и электротехническая промышленность», 1963, № 3.

8. Фолькман К. Ю., Моделирование наивыгоднейшего режима работы ТЭЦ на электронной цифровой машине «УРАЛ-2», «Энергетика и электротехническая промышленность», 1963, № 4.

9. Синьков В. М., Применение выпрямительно-инверторных установок для связи электрических систем, Труды Куйбышевского индустриального института, 1957, № 7.





вень обычно обеспечивает надежную работу оборудования.

С точки зрения внутренних перенапряжений электропередачи 400 кВ в СССР имели следующие характерные особенности: большая длина линии и малое волновое сопротивление, необходимость установки шунтирующих реакторов для компенсации зарядной мощности линии и применение продольной емкости компенсации. Результаты исследований внутренних перенапряжений, проведенных при проектировании электропередачи 400 кВ Куйбышев—Москва, показали, что присоединение шунтирующих реакторов непосредственно к линии 400 кВ является чрезвычайно эффективным мероприятием для ограничения длительных повышений напряжений, возможных при различных нормальных и аварийных коммутациях. Эти исследования позволили для первой советской передачи 400 кВ Куйбышев—Москва принять расчетный уровень внутренних перенапряжений  $3U_{\phi}$ , в то время как для первой шведской электропередачи, где было применено включение реакторов к обмоткам низшего и среднего напряжения, расчетный уровень был принят  $3,5U_{\phi}$ .

В течение 1950—1956 гг. в СССР был произведен ряд исследовательских работ на экспериментальных участках и моделях и многочисленные измерения внутренних перенапряжений на действующих линиях сверхвысокого напряжения. Эти исследования позволили уточнить возможные величины внутренних перенапряжений в различных нормальных и аварийных режимах и подтвердили, что выбранный уровень изоляции  $3U_{\phi}$  достаточен для обеспечения вполне надежной эксплуатации электропередач 400 кВ [Л. 1].

Принятое в СССР на первом этапе проектирования и строительства дальних электропередач номинальное напряжение 400 кВ оказалось недостаточным для быстро развивающихся энергосистем СССР, и возник вопрос о необходимости его повышения в связи с увеличением передаваемых мощностей.

В 1957 г. после выполнения ряда исследований и проектных работ было принято решение о применении для дальних электропередач вместо 400 кВ номинального напряжения 500 кВ.

Переход на напряжение 500 кВ при сохранении расчетной кратности внутренних перенапряжений равной  $3U_{\phi}$ , очевидно, потребовал бы пропорционального увеличения количества элементов в гирляндах изоляторов и еще более значительного увеличения изоляционных расстояний на опорах линий и подстанций, так как с увеличением приложенного напряжения электрическая прочность воздушных промежутков в несимметричных полях снижается. Кроме того, значительно возрастали размеры и стоимость высоковольтного оборудования подстанций.

С учетом требований создания наиболее экономичных конструкций линий и оборудования 500 кВ, а также необходимости перевода на напряжение 500 кВ уже построенных линий 400 кВ была изучена возможность снижения внутренних перенапряжений передач 500 кВ.

В результате проведенных исследований была

установлена допустимость снижения уровней изоляции передач 500 кВ. В качестве расчетного оказалось возможным принять уровень около  $2,5U_{\phi}$ . Научно-исследовательские и проектные организации разработали комплекс мероприятий по принудительному ограничению внутренних перенапряжений в электропередачах 500 кВ, часть из них предназначена преимущественно для ограничения длительных внутренних перенапряжений и предусматривает создание соответствующих схем работы электропередачи, использование шунтирующих реакторов, защит от повышения напряжения, быстродействующих выключателей и системы автоматики для осуществления коммутационных операций по заранее предусмотренной программе.

Вторая группа мероприятий, предназначенная для ограничения кратковременных внутренних перенапряжений, предусматривает применение магнитно-вентильных разрядников, рассчитанных на длительное протекание токов; воздушных выключателей, не дающих повторных зажигания; электромагнитных трансформаторов напряжения и т. п.

В табл. 1 приведены обобщенные результаты полевых исследований кратковременных внутренних перенапряжений при различных возможных в эксплуатации величинах длительных повышений напряжения в сетях 400—500 кВ [Л. 2].

Таблица 1

Вид коммутации	При длительном повышении напряжения в долях э. д. с.			
	1,2	1,4	1,6	1,8
Включение линии толчком . . . . .	2,2	2,5	2,7	—
Отключение несимметричного короткого замыкания со сбросом нагрузки . . . . .	2,2	2,5	—	3,0
Трехфазное АПВ при несимметричном коротком замыкании . .	—	—	3,1	—

Приведенные результаты хорошо согласуются с данными расчетов и ясно показывают, что снижение расчетной кратности до  $2,5U_{\phi}$  возможно только при условии осуществления принудительных мероприятий по снижению внутренних перенапряжений, особенно при коммутациях в режимах максимальных нагрузок.

Из этих мероприятий особое значение имело применение шунтирующих реакторов 500 кВ, которые дают возможность ограничить длительные повышения напряжения в пределах  $1,2—1,4U_{\phi}$ . Кроме того, реакторы 500 кВ облегчают условия работы магнитно-вентильных разрядников, ограничивающих кратковременные внутренние перенапряжения в переходных процессах.

Разрядники для передач 500 кВ должны иметь повышенную пропускную способность и высокие напряжения гашения.

Для электропередач 500 кВ изготавливаются два типа разрядников. Первый серии РВМГ, комплектуемый из однотипных взаимозаменяемых элементов, устанавливается непосредственно у трансформаторов и автотрансформаторов, где установленное напряжение не превышает  $1,3—1,4U_{\phi}$ . Разряд-



Таблица 2

Напряжение, кВ			
Виды напряжений	Промышлен- ной ча- стоты	Импульсное	
		Полная волна	Срезанная волна
Испытательное напряжение внут- ренней изоляции:			
а) силовых трансформаторов и автотрансформаторов . .	800	2 175	2 300
б) шунтирующих реакторов .	800	2 300	2 500
в) аппаратов, трансформато- ров тока, трансформато- ров напряжения (емкост- ных) и изоляторов . . . . .	950	2 100	2 600
Выдерживаемое напряжение внешней изоляции (сухое) по отношению к корпусу:			
а) силовых трансформаторов, автотрансформаторов . . .	1 050	1 900	2 350
б) аппаратов, трансформато- ров тока и напряжения, изоляторов и шунтирую- щих реакторов . . . . .	1 050	2 100	2 600
в) между контактами одного и того же полюса в ра- зомкнутом положении:			
разъединителя . . . . .	1 500	2 700	—
выключателя . . . . .	1 770	2 700	3 250
Выдерживаемое напряжение внешней изоляции под дождем:			
а) аппаратов, трансформато- ров силовых, тока и на- пряжения, реакторов и изоляторов . . . . .	900	—	—
б) между контактами одного и того же полюса газо- наполненного выключателя в разомкнутом положении	1 500	—	—

ники второго типа серии РВМК устанавливаются непосредственно на линии и изготавливаются в двух модификациях с напряжением гашения соответственно  $1,6U_{\phi}$  и  $1,9U_{\phi}$ , позволяющих их применять для ограничения кратковременных перенапряжений на разомкнутом конце линии. Эти разрядники одновременно используются для защиты от атмосферных перенапряжений шунтирующих реакторов 500 кВ.

Результаты расчетов по определению величины и формы тока, протекающего через разрядники при воздействии внутренних перенапряжений и первые испытания разрядников серии РВМК на действующей линии 500 кВ, показали, что при наиболее распространенных схемах передачи электрической энергии разрядники обеспечивают надежные условия эксплуатации [Л. 3].

Применяемые на линиях 500 кВ воздушные выключатели, не имеющие повторных зажигания, позволили значительно сократить число случаев работы разрядников и увеличить срок их эксплуатации.

При проектировании новых линий 500 кВ были использованы перечисленные выше мероприятия, а при переводе линий 400 кВ Куйбышев — Москва на напряжение 500 кВ была увеличена мощность шунтирующих реакторов с 750 до 1 005 Мвар, установлены магнитно-вентильные разрядники 500 кВ и защита от повышений напряжения. Аналогичные мероприятия были осуществлены и на линии Куйбышев — Урал.

Подобно переходу от 400 к 500 кВ переход от 500 кВ на следующую еще более высокую ступень номинального напряжения потребовал по техническим и экономическим соображениям дальнейшего снижения расчетной кратности внутренних перенапряжений.

Результаты произведенных исследований показали, что в электропередачах 750 кВ можно принудительным путем ограничить уровень внутренних перенапряжений до  $2,1U_{\phi}$ , что имеет большое значение для обеспечения экономичности передач этого класса.

Так же, как и в сетях 500 кВ на линиях 750 кВ шунтирующие реакторы будут широко применяться, однако особенностью линий 750 кВ, обусловленной меньшей расчетной кратностью внутренних перенапряжений и большей длиной участков между подстанциями, является обязательное включение реакторов на обоих концах каждого участка.

Магнитно-вентильный разрядник 750 кВ должен иметь верхний предел пробивного напряжения  $2,1U_{\phi}$  и напряжение гашения  $1,6—1,7U_{\phi}$ . Для электропередач 750 кВ, как и для 500 кВ, будут созданы две модификации разрядников: линейные и подстанционные.

В табл. 2 приведены испытательные напряжения, принятые в СССР для оборудования 750 кВ.

**Защита от атмосферных перенапряжений.** С точки зрения требований грозозащиты уровень изоляции для сетей сверхвысокого напряжения не вызывал опасений, поскольку его абсолютное значение довольно велико и требования грозоупорности могли быть соблюдены в полной мере.

Вместе с тем огромная протяженность и ответ-

ственное назначение линий 500 кВ определяют высокие требования к грозозащите электропередачи. В СССР защита тросами для линий 500 кВ была признана обязательной. Проведенные исследования показали, что при этом удорожание линий незначительно (в пределах 1—2% стоимости сооружений), а число грозových отключений может быть уменьшено в десятки раз. Спорными являлись требования к выбору расположения тросов. Как известно, в мировой специальной литературе периода 1940—1955 гг. наметилась точка зрения о возможности значительного увеличения защитных углов тросов. За рубежом такие конструкции получили широкое распространение и даже наиболее ответственные линии сверхвысокого напряжения

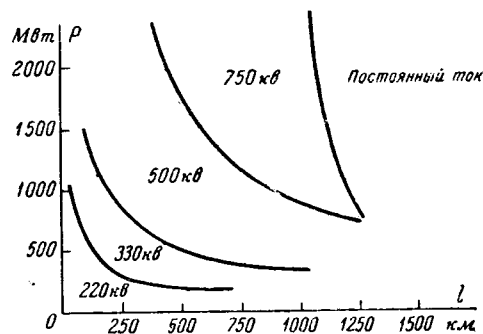


Рис. 1. Области применения линий электропередач различных напряжений.

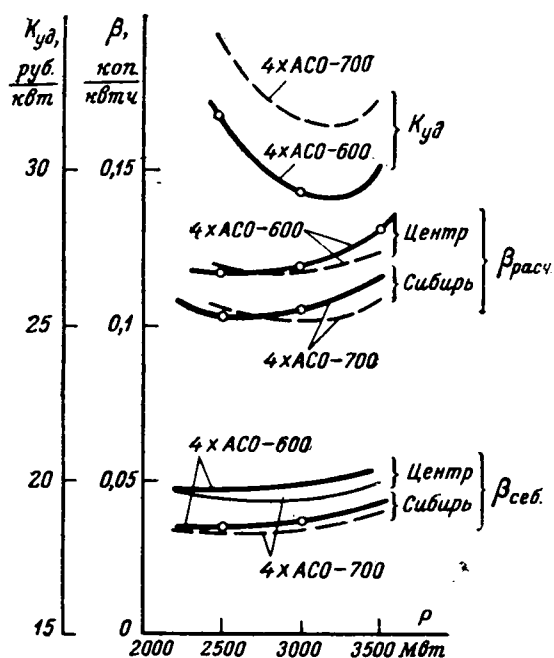


Рис. 2. Техничко-экономические показатели линии электропередач 750 кВ длиной 1 000 км для районов Центра и Сибири.  $\beta_{\text{себ}}$  — себестоимость передачи электроэнергии, коп./кВт·ч;  $\beta_{\text{рас}}$  — расчетная стоимость передачи электроэнергии;  $K_{\text{уд}}$  — удельные капитальные затраты на переданный кВт, руб./кВт.

в США, ФРГ и Англии, введенные в эксплуатацию примерно в 1955—1958 гг., были построены с защитными углами 36—41 и даже 50°.

Проведенное в СССР изучение вопросов грозозащиты показало ошибочность этой точки зрения и важность обеспечения надежных защитных углов, особенно для линий высших классов напряжений.

Надежная защита проводов от прямых ударов молнии достигается при углах в диапазоне 20—30°. Вероятность прорыва молнии через тросовую защиту становится значительной при углах 35—40°.

В СССР грозозащита первых линий сверхвысокого напряжения на опорах portalного типа была осуществлена путем подвески вдоль всей линии двух заземленных тросов с защитными углами 20°.

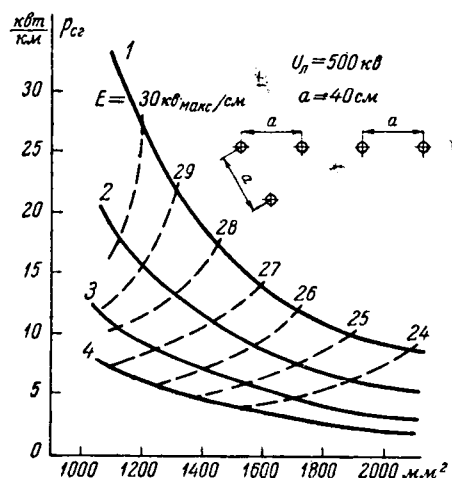


Рис. 3. Потери на корону и напряженности поля на линиях 500 кВ в зависимости от полного сечения фазы при расщеплении на 2, 3 и 4 провода (район Волгоград — Москва — Куйбышев).

Применение двух тросов способствовало одновременно снижению напряжения на гирляндах изоляторов при ударах молнии в вершину опоры.

Если трасса линии проходит в районах с усиленным гололедообразованием, для предупреждения перекрытий между крайними фазами и тросами обеспечивается достаточный сдвиг по горизонтали между проводами и тросами. В этих случаях тросостойки располагаются симметрично между средней и крайними фазами, примерно на продолжении стойки портала. При таком конструктивном решении угол защиты тросов увеличивается до 30°.

Угол защиты порядка 30° приходится применять также на железобетонных portalных опорах, где по конструктивным соображениям металлические тросостойки являются продолжением железобетонных стоек опоры.

Грозоупорность линий электропередачи 750 кВ будет такого же порядка, как в сетях 500 кВ.

Высокая эффективность принятой в СССР грозозащиты линий 500 кВ была в полной мере подтверждена последующим опытом эксплуатации.

В табл. 3 приведены результаты, характеризующие достигнутые показатели грозозащиты линий в различных странах.

Таблица 3

Страны	СССР	США	Швеция	Англия	ФРГ
Рабочее напряжение, кВ	400—500	330	400	275	300
Протяженность линий и срок эксплуатации, км·лет	12 270	12 230	5 400	1 370	1 070
Число отключений на 100 км и 20 грозовых дней	0,1	1,8	0,4	3,43	3,36
Средняя продолжительность бесперебойной работы линии на 100 км, лет	10	0,55	2,5	0,3	0,3

Данные по зарубежным линиям приведены с учетом обобщающих материалов, опубликованных Исследовательским Комитетом № 9 СИГРЭ [Л. 4]. Показатели по отечественным линиям охватывают период их эксплуатации, включая 1962 г. Полученные в СССР результаты следует считать вполне удовлетворительными. Большое число отключений линий в США, Англии и ФРГ объясняется применением высоких двухцепных опор, защищенных одним тросом.

Защита линий 400 кВ в Швеции должна быть признана вполне удовлетворительной, если учесть слабую грозовую деятельность в этой стране, в связи с чем фактическое число отключений получается небольшим.

**Конструкция фазы линий 500 кВ.** Экономическая плотность тока для линий 500 кВ определялась с учетом реальной стоимости потерь энергии и влияния сечения проводов на капиталовложения (табл. 4).

Результаты исследований показали, что для линий 500 кВ в Европейской части СССР экономическую плотность тока рекомендуется применять в пределах 0,6—0,8 а/мм², а для условий Азиатской части — 0,8—1,0 а/мм².

Таблица 4

Экономические токовые нагрузки для линий 500 кВ  
во втором районе гололедности

Зона соору- жения линии электро- передачи	Стандарт- ное сече- ние про- водов, мм <sup>2</sup>	Тип опор		
		Портальная металличе- ская	Портальная металличе- ская на от- тяжках	Портальная железобетон- ная на оттяж- ках
Европейская часть СССР	3×400	До 725	До 765	До 760
	3×500	726—1 140	766—1 125	761—1 060
	3×600	Более 1 140	Более 1 125	Более 1 060
Азиатская часть СССР	3×400	До 1 105	До 1 135	До 1 130
	3×500	1 106—1 520	1 036—1 530	1 131—1 400
	3×600	Более 1 520	Более 1 530	Более 1 400

Стремление снизить потери на корону, радиопомехи и реактивное сопротивление линии логично привело к применению расщепленной фазы. Для передачи 400 кВ в СССР использовано расщепление на три провода, что позволило уменьшить реактивное сопротивление линии на 10% по сравнению с расщеплением на два провода. При проводах, выбранных по экономической плотности тока, потери на корону (1,5 кВт/км) и радиопомехи на линиях 400 кВ оказались небольшими.

До сооружения передач 500 кВ на линиях сверхвысокого напряжения в СССР и за границей напряженности электрического поля не превосходили 18—20 кВ<sub>макс</sub>/см.

Сохранение этих значений на линиях 500 кВ потребовало бы значительного увеличения сечения проводов по сравнению с линиями 400 кВ, которое не оправдывалось экономически снижением потерь энергии на нагрев. В результате проведенных исследований была доказана допустимость повышения напряженности электрического поля на расщепленных проводах (3×АСО-500) до 24—26 кВ<sub>макс</sub>/см.

Результаты измерений на опытных пролетах показали, что при возрастании напряженности поля на средней фазе с 20 до 26 кВ<sub>макс</sub>/см для линии с проводами 3×АСО-500 годовые потери мощности на корону увеличиваются примерно в 3 раза и по абсолютной величине составляют порядка 5,0 кВт/км. Последующие измерения на действующих линиях 500 кВ подтвердили эти результаты.

Потери на корону на линиях 500 кВ при трех проводах АСО-500 в фазе составляют примерно 10—20 и не выше 30% (в зависимости от климатических условий трассы) от потерь энергии на нагрев при передаче натуральной мощности.

Многочисленные измерения радиопомех показали, что при напряженностях электрического поля по поверхности проводов в пределах до 25 кВ<sub>макс</sub>/см интенсивность радиопомех в средней полосе Европейской части СССР находится в нормированных пределах в продолжение 97,6% времени года.

Таким образом, повышение напряжения линий до 500 кВ не потребовало увеличения сечения проводов или их диаметра. Установленная возможность применения проводов сравнительно небольшого сечения явилась важным фактором удешевления передач 500 кВ и способствовала их высокой экономичности.

Если на линиях 500 кВ, как было показано выше, провода, выбранные по экономической плотности тока, одновременно удовлетворяют требованиям снижения потерь на корону и допустимому уровню радиопомех, то для электропередач 750 кВ при передаваемой мощности 2—3 млн. кВт на цепь выбор сечения проводов в значительно большей степени определяется необходимостью ограничения напряженности электрического поля на поверхности проводов до значений, приемлемых в отношении интенсивности радиопомех и потерь на корону.

Для обеспечения наиболее экономичных решений при проектировании электропередач 750 кВ Конаково—Москва значение допустимой напряженности электрического поля было увеличено до 27—28 кВ<sub>макс</sub>/см. Это решение было основано на специальных исследованиях радиопомех и на опыте эксплуатации участка линий 500 кВ с проводами 3×АСО-330, где напряженность электрического поля на средней фазе достигает 28,6 кВ<sub>макс</sub>/см. При этом учитывалось, что в случае необходимости для линии 750 кВ будут использованы мероприятия по улучшению радиоприема, например, с помощью выносных антенн.

При расстоянии между фазами 17,3 м, выбранном для линий 750 кВ, градиент 28 кВ<sub>макс</sub>/см обеспечивается при применении четырех расщепленных проводов в фазе сечением 600 мм<sup>2</sup> каждый.

Среднегодовые потери на корону для условий средней полосы Европейской части СССР для линии 750 кВ с проводами 4×АСО-600 достигают 20—25 кВт/км в зависимости от среднего эксплуатационного напряжения.

Расщепление на три провода большего сечения не было принято для линий 750 кВ по следующим причинам: стоимость линии и расход цветного металла выше, чем при расщеплении на четыре

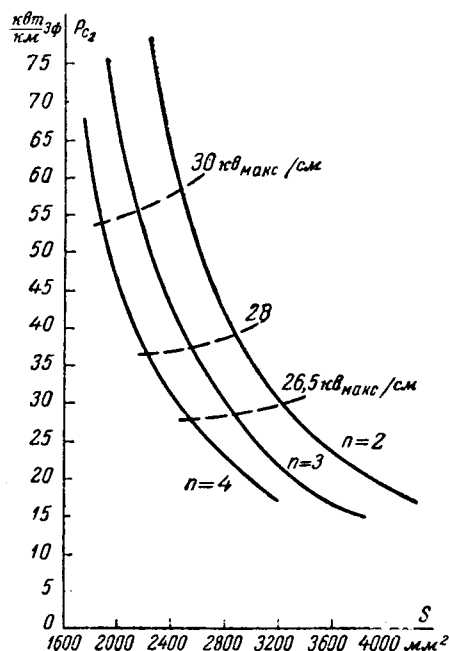


Рис. 4. Потери на корону и напряженности поля на линиях 750 кВ в зависимости от полного сечения фазы при расщеплении на 2, 3 и 4 провода (район средней полосы Европейской части СССР).

провода АСО-600 в фазе; ветровые нагрузки практически одинаковы; натуральная мощность линии меньше, что требует большей мощности установок продольной емкостной компенсации.

Все изложенное ясно показывает, что в СССР переход на напряжение 500 кВ был достигнут в результате применения ряда прогрессивных решений. Совершенно непонятны поэтому высказывания некоторых иностранных авторов о наличии якобы значительных и даже сверхконсервативных запасов в изоляции первых советских электропередач 400 кВ, которые собственно и позволили перейти на напряжение 500 кВ [Л. 5—9].

Никаких чрезмерных запасов изоляции в наших сетях 400 кВ не было. В этом можно убедиться, сопоставив опубликованные данные о зарубежных передачах с советскими (табл. 5 и 6).

Таблица 5

## Характеристики электропередач 380—400 кВ [Л. 4]

Страна	Расстояние между фазами на одной опоре, м	Импульсная прочность линейной гирлянды, кВ <sub>макс</sub>	Выдерживаемое напряжение гирлянды изоляторов под дождем, кВ
Аргентина . .	12,0	1 955	870
Финляндия . .	11,0	1 540	730—695
Франция . . .	13,75	1 650	730
ФРГ . . . . .	—	1 800	850
Швеция . . . .	11,0—11,3	1 580**	760
СССР . . . . .	10,5—11,2	1 800	775—700*

\* 700 кВ — выдерживаемое, 775 кВ — мокроразрядное напряжение.

\*\* С учетом влияния защитной арматуры.

По мере увеличения мощности энергосистемы и роста протяженности сети сверхвысокого напряжения происходит естественный процесс уменьшения кратности внутренних перенапряжений. Это дало возможность шведским энергетикам для последующих участков сети 380 кВ с длиной, не превышающей 550 км, снизить импульсные уровни изоляции (класс изоляции трансформаторов и кабелей 1 425 кВ, внешняя изоляция — класс изоляции 1 550 кВ).

Как было показано выше, в СССР для передач 500 кВ применен принципиально новый метод принудительного ограничения внутренних перенапряжений, который явился основой для применения сниженных уровней изоляции для электропередач 500 кВ, соответствующих применяемым обычно на электропередачах 400 кВ. Это позволило повысить напряжение на последних до 500 кВ без усиления

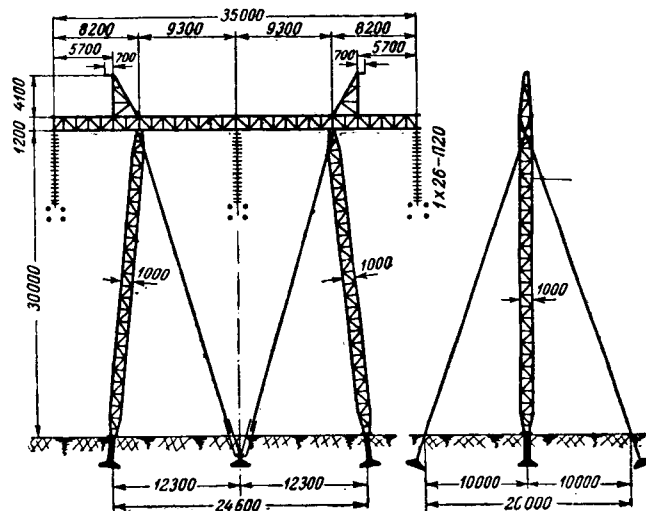


Рис. 5. Промежуточная опора 750 кВ.

изоляции. Следует подчеркнуть, что рассмотренные способы ограничения внутренних перенапряжений дали возможность уменьшить их до значений около  $2,5U_{\phi}$  даже в условиях работы в первый период развития сетей 500 кВ в новых экономических районах.

В результате, применяемая в настоящее время изоляция в сетях 500 кВ находится на уровне изоляции, применяемой за рубежом в сетях 400 кВ. Что же касается проводов, то принятые в СССР напряженности электрического поля для линий 500 кВ на 10—15% выше напряженностей, применяемых за рубежом для передач сверхвысокого напряжения.

**Опоры линий 500 кВ.** Для обеспечения надежности и высокой экономичности конструкций линий 500 кВ был проведен большой комплекс исследовательских и проектных работ. Он охватывал ряд исходных расчетных предпосылок и сами методы расчета опор.

Было признано целесообразным значительно уменьшить расчетные нагрузки на промежуточные опоры вдоль линии, учитывая высокую механическую прочность проводов линий сверхвысокого напряжения сечением 500—700 мм<sup>2</sup>. Рассчитывать опоры на обрыв фазы в целом представлялось поэтому целесообразным и расчетное продольное усилие было ограничено величиной 1,8 т. Для полной надежности были применены специальные зажимы, позволяющие проводу проскальзывать и

Таблица 6

## Испытательные напряжения оборудования 380—400 кВ

Наименование оборудования	Испытательное напряжение промышленной частоты, кВ				Импульсное испытательное напряжение при полной волне, кВ <sub>макс</sub>			
	СССР	Швеция	Франция	ФРГ	СССР	Швеция	Франция	ФРГ
Силовые трансформаторы и автотрансформаторы (внутренняя изоляция) . . . . .	700	781	630	640	1 500	1 775	1 450	1 800*
Выключатели, трансформаторы тока и прочие аппараты . . . . .	750	781	730	830	1 500	1 775	1 650	—
Внешняя изоляция аппаратов . . . . .	850	781	730	830	1 500	1 775	1 650	1 450

\* При срезанной волне.

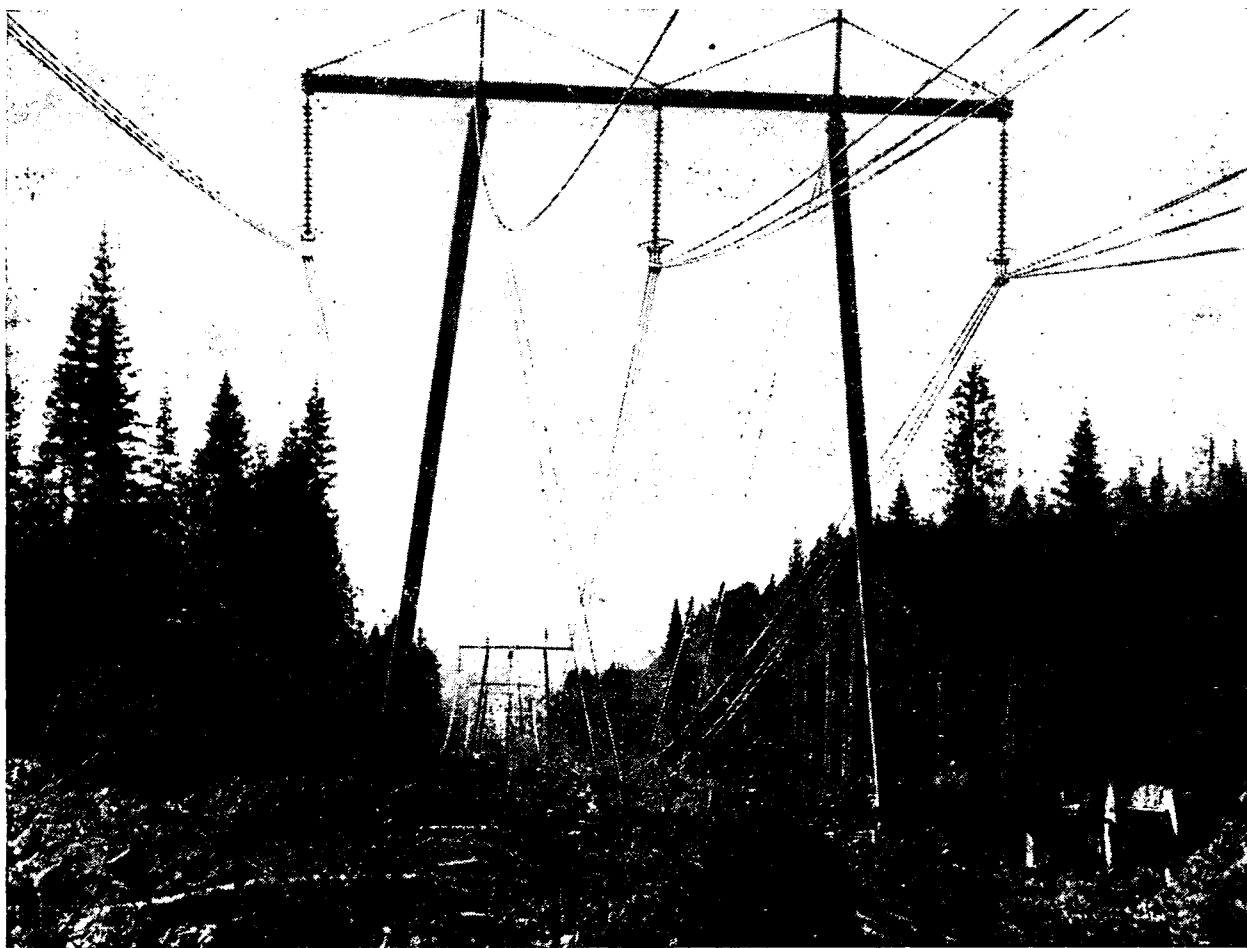


Рис. 6. Линия 500 кВ на железобетонных опорах.

таким образом ограничивать нагрузку на опору даже в случае обрыва провода.

В результате схема с обрывом фазы не является определяющей для наиболее массовых промежуточных опор, от которых практически зависят суммарные расходы стали и бетона на линию электропередачи. В этом случае решающее значение приобретают ветровые нагрузки на провода и опоры, изучению которых было уделено большое внимание. Были произведены многочисленные продувки проводов и элементов опор в аэродинамических трубах, которые позволили снизить коэффициенты любого сопротивления витых проводов большого диаметра на 10% и ветровые нагрузки траверс в 3—4 раза. Исследования на опытных пролетах с измерением реального давления ветра на провода дали основания к снижению на 10—20% коэффициентов, учитывающих неравномерное распределение ветра вдоль пролета. Это имеет особенно существенное значение при больших скоростях ветра.

Указанные выше принципы были использованы при разработке линий 750 кВ. Конструкция промежуточной опоры 750 кВ приведена на рис. 5. Вес ее составил около 10 т против 6,5 т на линии 500 кВ.

Общее возрастание расхода стали и бетона на 1 км линии 750 кВ, где пролеты несколько выше по сравнению с линиями 500 кВ, составляет около 50%,

в то время как пропускная способность передачи увеличивается в 3—4 раза.

В процессе проектирования конструкций линий 500—750 кВ были проведены широкие экспериментальные исследования работы пространственных решетчатых опор и уточнены методы их расчета. Все опоры перед передачей в производство испытывались в натуральную величину, а имеющиеся недостатки устранялись. В результате всех этих мероприятий удалось создать экономичные и надежные конструкции опор.

Широко внедрены в практику строительства линий сборные железобетонные фундаменты заводского изготовления. Это позволило полностью отказаться от приготовления бетона на пикете и способствовало значительному ускорению работ по строительству линий 500 кВ.

Совокупность всех описанных мероприятий позволила значительно удешевить линии 500 кВ и создать экономичные конструкции не только металлических, но и железобетонных опор (рис. 6).

Таким образом, при сооружении сетей 500 кВ на основе обстоятельных научно-исследовательских и проектных проработок создан и реализован в практических условиях целый комплекс новых прогрессивных решений. В этом заключается действительная причина, позволившая создать в СССР передачи 500 кВ с высокими экономическими показателями, приведенными в табл. 7, а также вы-

полнить проекты электропередач 750 кВ, обеспечивающие еще более экономичные решения, чем уже реализованные для электропередач 500 кВ.

Таблица 7

Страна	Напряжение, кВ	Расход стали, т/км	Расход стали в килограммах на 1 км и на 1 Мвт натуральной мощности
Англия . . . . .	380	40,0	42,5
Аргентина . . . . .	380	22,0	46,0
Италия . . . . .	380	28—30	62—72,0
Франция . . . . .	380	26,0	49,0
ФРГ . . . . .	380	70,0	57,6
Швеция . . . . .	380	27—28,5	69,8
Швеция . . . . .	380	17—19,0	32—37
Финляндия . . . . .	400	15,1	29,4—26,1
СССР			
Куйбышев—Москва . . . . .	400	28,1	45,6
Куйбышев—Москва . . . . .	500	28,1	31,0
Волгоград—Москва . . . . .	500	24,9	26,7
Сибирские линии . . . . .	500	24,8	25,2
Воткинск—Свердловск . . . . .	500	16,4	18,1



## Литература

1. Акопян А. А. и др., Развитие сетей 400—500 кВ в Советском Союзе, СИГРЭ, сессия 1958 г., доклад № 410.
2. Акопян А. А. и др., Внутренние перенапряжения в дальних передачах и меры их ограничения, СИГРЭ, сессия 1962 г., доклад № 405.
3. Акопян А. А. и др., Комбинированные разрядники для сетей 500 кВ и результаты их испытания, «Электрические станции», 1962, № 2.
4. Отчеты комитета № 9 СИГРЭ об опыте эксплуатации и о характеристиках и стоимости линий электропередач напряжением свыше 225 кВ. Сессия 1958 г., доклад № 417, сессия 1960 г., доклад № 416, сессия 1962 г., доклад № 419, сессия 1964 г., доклад № 420.
5. Отчет о работе исследовательского комитета № 9 СИГРЭ, сессия 1960 г., доклад № 416, раздел 9, Айере, К вопросу о разном в номинальных значениях сверхвысоких напряжений в разных странах.
6. Abetti P., Status report on EHV transmission, Power Engineering, 1961, июнь, стр. 41.
7. P. Ailleret, Le choix du nouvel et peut-être dernier échelon de tension en courant alternatif 700—750/765 kV, RGE, № 12, 1962, стр. 531.
8. P. Ailleret, Le dernier échelon normalisé de tension RGE, № 3, 1964, стр. 108.
9. G. Jancke, Развитие шведской энергосистемы 400 кВ, Power Apparatus and Systems, 1964, № 3.

[8.2.1964]

УДК 621.31

## Условия применения несинхронных включений в энергосистемах

Доктор техн. наук Л. Г. МАМИКОНЯНЦ и кандидат техн. наук А. А. ХАЧАТУРОВ

Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики

**Введение.** В последние годы в СССР получили широкое распространение несинхронные включения разделившихся частей энергосистем. В 1954—1956 гг. были исследованы процессы при несинхронных включениях и сформулированы практические критерии оценки допустимости их применения в энергосистемах с точки зрения воздействия на синхронные генераторы [Л. 1—4 и др.]. Эти критерии были разработаны на основе типовых значений параметров применявшихся тогда генераторов с косвенным охлаждением обмоток. Поэтому они не могли быть использованы для появившихся позже генераторов с непосредственным охлаждением обмоток, имеющих существенно отличные параметры.

В связи с этим, а также учитывая накопленный опыт эксплуатации, в 1961 г. был подготовлен новый эксплуатационный циркуляр [Л. 5], содержащий уточненные и более общие, чем в [Л. 1], критерии оценки допустимости применения несинхронных включений в энергосистемах и рекомендации по методике определения токов при таких включениях.

В настоящей статье рассматриваются особенности новых критериев.

Общие положения при оценке критериев допустимости применения несинхронных включений

в энергосистемах. Несинхронные включения позволяют значительно ускорить процесс восстановления нормальной работы энергосистем при авариях, сопровождающихся их разделением на несинхронно работающие части, и упростить устройства автоматики повторных включений. С другой стороны, при таких включениях возможно протекание больших токов и соответственно возникновение повышенных электродинамических усилий в электрических машинах, трансформаторах и других элементах энергосистем. Поэтому несинхронные включения не могут рассматриваться как самоцель; они должны применяться только в аварийных условиях, когда требуется быстрое восстановление нормальной работы энергосистем. При этом не при каждом включении оборудование будет подвергаться наибольшему из возможных механических воздействий, так как равновероятны включения как с большими, так и с малыми углами рассогласования фаз напряжений разделившихся частей энергосистем.

Учитывая отмеченные обстоятельства, было признано возможным принять за предельно допустимые при несинхронных включениях те механические воздействия, которым оборудование может подвергаться при коротких замыканиях и на которые согласно действующим ГОСТ и правилам оно должно быть рассчитано.

Во время асинхронного режима, который может возникнуть после несинхронного включения, оборудование, в особенности синхронные машины, подвергается определенным, несколько повышенным по сравнению с нормальными тепловым воздействием. Однако эти процессы являются общими для всех асинхронных режимов, и поэтому никаких специальных критериев оценки допустимости несинхронных включений с этой точки зрения устанавливать нет необходимости.

**Критерии допустимости несинхронных включений для синхронных генераторов и компенсаторов.** В соответствии со сказанным выше несинхронные включения синхронных генераторов и компенсаторов могут допускаться при условии, что значения токов и электромагнитных моментов в этих машинах не должны превышать значений тех же величин при внезапном трехфазном коротком замыкании на их зажимах с предшествующим режимом холостого хода при напряжении статора 1,05 от номинального [Л. 6]. При этом токи и моменты, возникающие при несинхронных включениях, должны в общем случае определяться с учетом возможного увеличения э. д. с. машин, сбросивших нагрузку после разрыва их связи с другой частью системы.

Как показали проведенные ранее исследования [Л. 2 и 4], фактором, ограничивающим применение несинхронных включений возбужденных синхронных машин, во всяком случае в рабочем диапазоне их э. д. с. (от 1,0 до 1,5) является электромагнитный момент, а не ток. При этом наибольшие значения электромагнитного момента возникают при включении с углом расхождения фаз напряжений сети и машины ( $\delta$ ) около  $120^\circ$  для турбогенераторов и около  $135^\circ$  для явнополюсных машин.

Расчеты показали, что критерии оценки допустимости несинхронных включений должны вырабатываться с учетом затухания свободных апериодических составляющих токов цепи статора, так как постоянные времени затухания этих токов при наличии реальных элементов системы (трансформаторов, линий и т. п.) оказываются в 10—20 раз меньше значений этих постоянных у самих машин. Учет этих составляющих снижает значение электромагнитного момента примерно на 20% по сравнению с расчетным.

Определение электромагнитных моментов синхронных машин при несинхронных включениях значительно сложнее расчета токов статоров. Поэтому в качестве практических критериев оценки допустимости применения таких включений приняты расчетные начальные значения периодических составляющих токов статоров. Эти значения определяются в предположении отсутствия затухания и включении машин через такое внешнее реактивное сопротивление  $x_{вн}$ , при котором соблюдается условие:

$$|m_{нс}/\max \leq |m_{к.з}/\max; \quad (1)$$

здесь момент при коротком замыкании ( $m_{к.з}$ ) определяется при э. д. с., равной 1,05 от номинальной; момент при несинхронном включении ( $m_{нс}$ ) определяется в общем случае с учетом возможности увеличения э. д. с. и с учетом затухания свободных апериодических токов статора.

Основные критерии оценки допустимости применения несинхронных включений выработаны в предположении возможности повышения э. д. с. машин до следующих условных величин, приведенных к номинальной частоте: 1,5 — для гидрогенераторов и 1,2 — для турбогенераторов [Л. 2].

При этом несинхронные включения допустимы, если соблюдаются следующие неравенства:

$$x_{вн} \geq 1,6x''_d \quad (2)$$

для турбогенераторов и

$$x_{вн} \geq (2,4 - 2,8)x''_d \quad (3)$$

для гидрогенераторов (меньшие значения при наличии успокоительных контуров на роторе).

С практической точки зрения удобнее иметь критерии в форме зависимости допустимой кратности тока несинхронного включения по отношению к номинальному от сверхпереходного сопротивления машины.

При этом предполагается [Л. 2], что расчет токов при несинхронном включении производится для значений э. д. с. всех генераторов, равных  $1,05U_n$ . Тогда, принимая согласно (3) для гидрогенераторов с успокоительными контурами на роторе

$$x_{вн} \geq 2,4x''_d,$$

получаем (с незначительным округлением) следующий критерий:

$$\frac{I_{нс}}{I_n} \leq \frac{0,625}{x''_d}. \quad (4)$$

Учитывая очень большие токовые и соответственно электродинамические нагрузки у турбогенераторов, особенно у современных с непосредственным охлаждением обмоток, а также недостаточную изученность их механических характеристик, было признано целесообразным критерий (4) применить и для этих машин. В последнем случае получается запас порядка 25—30% по отношению к моменту при внезапном трехфазном коротком замыкании.

Из выражения (4) при значениях  $x''_d = 0,125$  и 0,2 получаются частные критерии, включенные в старый циркуляр [Л. 1]:

$$\frac{I_{нс}}{I_n} \leq 5, \quad (5)$$

$$\frac{I_{нс}}{I_n} \leq 3 \quad (6)$$

соответственно для турбогенераторов и гидрогенераторов.

При этом для гидрогенераторов с успокоительными контурами на роторе и без них был принят единый критерий (6), хотя для гидрогенераторов без успокоительных контуров иногда (при большом значении  $x'_d$  машины) момент несинхронного включения может несколько (на 20—40%) превысить момент короткого замыкания, абсолютное значение которого, однако, существенно меньше, чем у аналогичной машины с успокоительными контурами на роторе.

Критерий (4), как более общий, включен для турбо- и гидрогенераторов с успокоительными кон-



турами на роторе в ныне действующий циркуляр [Л. 5].

Для гидрогенераторов без успокоительных контуров на роторах, ныне не изготавливаемых, сохранен старый критерий (6), так как применение для них критерия (4) означало бы в ряде случаев снижение допустимой кратности токов несинхронных включений, к чему, судя по опыту применения таких включений, нет никаких оснований.

Рассмотренные критерии получены в предположении, что за время перерыва связи между частями энергосистем э. д. с. генераторов, сбросивших нагрузку, может существенно возрасти.

Однако во многих случаях на практике заведомо известно, что такого повышения э. д. с. не будет. Так, в некоторых случаях генераторы отключаются от системы с большой нагрузкой, и поэтому за время разрыва связи частота даже несколько понижается. Кроме того, в ряде энергосистем несинхронные включения осуществляются вручную, когда переходные процессы, вызванные отключением связи, завершились и имеет место практическое равенство э. д. с. включаемых генераторов.

Поэтому в [Л. 5] включены дополнительные критерии оценки допустимости несинхронных включений при отсутствии существенного (не более чем на 5%) повышения э. д. с. включаемых машин:

$$\frac{I_{nc}}{I_n} \leq \frac{0,7}{x''_d} \quad (7)$$

для турбогенераторов и

$$\frac{I_{nc}}{I_n} \leq \frac{0,84}{x''_d} \quad (8)$$

для гидрогенераторов с успокоительными контурами.

Эти критерии могут быть также использованы для синхронных компенсаторов.

**Условия допустимости несинхронных включений для трансформаторов.** В соответствии с ГОСТ силовые трансформаторы рассчитываются на ток короткого замыкания на выводах трансформатора при номинальном напряжении. Ток, протекающий в трансформаторе при несинхронном включении, не должен превышать тока короткого замыкания, т. е. должно соблюдаться условие:

$$\frac{I_{nc}}{I_n} \leq k_T \frac{100}{e_n\%}, \quad (9)$$

где  $k_T$  — коэффициент, равный 1, если расчет ведется при э. д. с. генераторов, равной 1,05 отн. ед.

При принятых выше условных значениях э. д. с. 1,5 для гидрогенераторов и 1,2 для турбогенераторов  $k_T = 0,85$  и 0,95 соответственно.

Критерий (9) применим как для двухобмоточных, так и для трехобмоточных трансформаторов и автотрансформаторов. Трехобмоточные трансформаторы и автотрансформаторы рассчитываются на усилия при коротком замыкании поочередно на выводах каждой из обмоток. В соответствии с этим допустимый ток при несинхронном включении должен быть определен для каждой из обмоток трансформатора (автотрансформатора). Этот ток для

отдельной обмотки определяется по выражению (9), куда подставляется меньшее из двух значений  $e_k$ , содержащее сопротивление рассматриваемой обмотки.

**Некоторые особенности определения токов при несинхронных включениях.** Как указывалось, при расчетах все генераторы и компенсаторы замещаются сверхпереходными реактивными сопротивлениями и имеют э. д. с., равные 1,05 номинального значения. Возможные в реальных условиях увеличения э. д. с. учитываются соответствующим снижением допустимых величин расчетных значений токов в приведенных выше критериях. Несинхронные включения предполагаются происходящими в противофазе ( $\delta = 180^\circ$ ).

Расчеты производятся известными методами определения начальных значений токов короткого замыкания аналитически или с помощью расчетных столов переменного или постоянного тока.

В большинстве случаев расчеты можно производить упрощенно без учета нагрузок; при этом получаются несколько завышенные по сравнению с действительными токи в генераторах и компенсаторах. Учет нагрузок следует производить в тех случаях, когда упрощенные расчеты дали для некоторых машин величины токов, превышающие допустимые значения, и вместе с тем известно, что на время разрыва связи с остальной частью системы к этим машинам остается присоединенной соизмеримая с ними по мощности нагрузка, состоящая в основном из электродвигателей. Последние в начальный момент несинхронного включения вследствие накопленной ими электромагнитной энергии обладают собственной э. д. с.; поэтому часть уравнительных токов протекает через них и соответственно уменьшаются токи в генераторах и компенсаторах.

В расчетах нагрузка замещается обобщенным реактивным сопротивлением  $x_n = 0,35$  и э. д. с. за ним  $E''_n = 0,9$  (эти величины отнесены к номинальной кажущейся мощности нагрузки).

**Определение условий допустимости несинхронных включений генераторов с ограниченными углами.** При БАПВ и АПВ с улавливанием синхронизма включение генераторов происходит с ограниченным углом практически при равенстве частот и напряжений включаемых частей системы. Существует представление, что включение генераторов с ограниченными углами не представляет опасности, если при этом максимальные значения токов не превышают величин, определяемых приведенными выше критериями допустимости несинхронных включений. Такое представление неверно, так как и в этом случае ограничение определяется не током, а электромагнитным моментом. Оценка допустимых значений углов включения может производиться по графикам, приведенным на рис. 1 и 2.

Эти графики получены следующим путем:

1) определяется зависимость момента при несинхронном включении от начального угла  $\delta_0$   $m_{nc} = f(\delta_0)$  при различных значениях  $x_{вн}$  по формулам, приведенным в [Л. 2];

2) для каждого значения  $x_{вн}$  определяется максимально допустимое значение начального угла

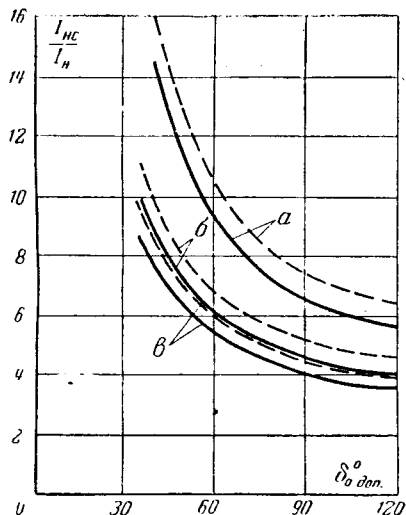


Рис. 1. Зависимость кратности токов при несинхронных включениях от допустимого значения угла включения  $\delta_0$  при  $U=E=1,05$  для турбогенераторов с параметрами.

а —  $x''_d=0,125$ ,  $x''_q=0,18$ ;  
б —  $x''_d=0,18$ ,  $x''_q=0,2$ ;  
в —  $x''_d=0,21$ ,  $x''_q=0,233$ ;  
--- расчет;  
— с учетом запаса, принятого по циркуляру.

$\delta_0$ , при котором соблюдается условие (1), т. е. строится зависимость  $\delta_0=\psi(x_{вн})$ ;

3) определяется максимальное значение периодической слагающей тока генератора  $I_{нс}$  при  $\delta_0=180^\circ$  для каждого из указанных выше значений  $x_{вн}$  по выражению:

$$I_{нс} = \frac{2,1}{x''_d + x_{вн}};$$

4) на основании полученных зависимостей  $\delta_0=\psi(x_{вн})$  и  $I_n=\varphi(x_{вн})$  определяется  $I_{нс}=\varphi_1(\delta_0)$ .

При этом для турбогенераторов принят запас такой же, как и при несинхронных включениях с произвольными углами.

**Пример 1.** Определить максимально допустимое значение угла включения  $\delta_0$  при АПВ с улавливанием синхронизма для турбогенератора с  $x''_d=0,125$ ;  $x''_q=0,18$  при наличии внешнего реактивного сопротивления  $x_{вн}=0,1$ .

Вычисляется максимальное значение тока несинхронного включения с углом  $\delta_0=180^\circ$ .

$$I_{нс} = \frac{U+E}{x''_d + x_{вн}} = \frac{2,1}{0,225} = 9,3 I_n.$$

По кривой (сплошной) на рис. 1 определяется, что допустимый угол несинхронного включения составляет  $\delta_{0доп}=60^\circ$ . Между тем, если судить по величине тока в момент несинхронного включения, то казалось бы, что возможно включение и при больших углах. Так, например, при включении с углом  $\delta_0=70^\circ$  ток в момент включения составит

$$I_{нс}^{70^\circ} = \frac{1,21}{0,225} = 5,4 I_n,$$

что меньше, чем по критерию (7). Однако допускать такое включение нельзя, так как электромагнитный момент при включении оказывается больше, чем момент короткого замыкания на выводах машины.

**Пример 2.** Определить максимально допустимое значение тока несинхронного включения для гидрогенератора с  $x''_d=0,2$  и  $x''_q=0,21$ , если известно, что при БАПВ или АПВ с улавливанием синхронизма на линии угол включения  $\delta_0$  не превышает  $60^\circ$ .

По кривой на рис. 2 для данного гидрогенератора углу  $\delta_0=60^\circ$  соответствует максимально допустимое значение тока несинхронного включения с углом  $\delta_0=180^\circ$ , равное  $6,2 I_n$ .

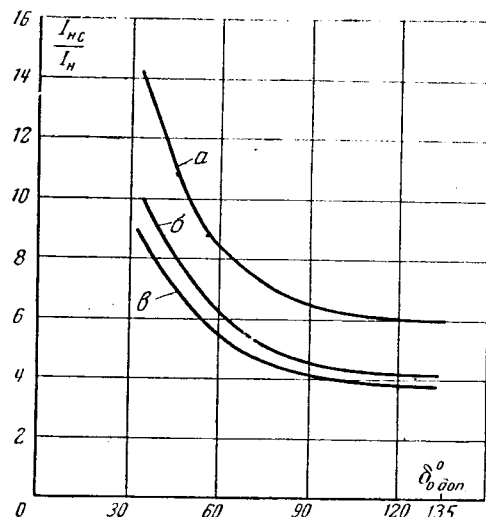


Рис. 2. Зависимость кратности токов при несинхронных включениях от допустимого значения угла включения  $\delta_0$  при  $U=E=1,05$  для гидрогенераторов с параметрами.

а —  $x''_d=0,14$ ,  $x''_q=0,15$ ; б —  $x''_d=0,2$ ;  $x''_q=0,21$ ; в —  $x''_d=x''_q=0,22$ .

Это означает, что внешнее реактивное сопротивление  $x_{вн}$  составит:

$$\frac{2,1}{0,2 + x_{вн}} = 6,2$$

или

$$x_{вн}=0,14.$$

При этом ток в момент включения будет равен:

$$I_{нс}^{60^\circ} = 3,1 I_n.$$

Если же судить о допустимости несинхронного включения по критерию (8), то такое включение было бы допустимо только при  $x_{вн} \geq 0,3$ . При этом максимальный ток несинхронного включения мог составить  $4,2 I_n$ .

Таким образом, при применении БАПВ или АПВ с улавливанием синхронизма с заведомо известным ограниченным углом включение генератора может производиться при меньшем внешнем реактивном сопротивлении, чем это требуется по условиям несинхронного включения; ток в момент включения также оказывается меньшим, чем по критериям (7) и (8).

## Литература

1. Техническое управление МЭС, Эксплуатационный циркуляр № Э-5/55 «О расширении области применения автоматического повторного включения без контроля синхронизма линий передачи», март 1955.
2. Хачатуров А. А., Ударные токи и моменты, возникающие при несинхронном включении генераторов, «Электричество», 1956 № 2.
3. Мамиконянц Л. Г., Токи и моменты вращения, возникающие в синхронной машине при включении ее в сеть способом самосинхронизации, Труды ЦНИЭЛ, вып. IV, Госэнергоиздат, 1956.
4. Носков-Дукельский И. А., Вопросы автоматического повторного включения линий электропередачи без контроля синхронизма, изд. Львовского политехнического института, Львов, 1957.
5. Главное энергетическое управление при Госплане СССР (Союзглавэнерго), Эксплуатационный циркуляр № Э-9/61, июль 1961.
6. ГОСТ 183-55, М., 1956.

[14.9.1964]



# Определение частичных удельных потерь на модели сети постоянного тока

Г. М. ПАВЛОВ, В. В. КАНТАН, С. С. ПЕТРОВА

Ленинград

В связи с необычайно быстрым ростом производства электроэнергии и мощностей энергосистем все большее значение приобретают вопросы наивыгоднейшего распределения нагрузок в энергосистемах. Основными факторами, влияющими на распределение активных нагрузок, являются экономические характеристики станций и потери в сети. При распределении реактивных нагрузок необходимо также учитывать их влияние на уровни напряжения в сети. Так как без учета потерь задача решается сравнительно просто, то основное внимание уделяется вопросам учета потерь в сети [Л. 1—7].

Потери в сети равны сумме потерь в отдельных линиях:

$$P_{\text{пот}} = \sum \frac{P_s^2 + Q_s^2}{U_s^2} r_s,$$

где  $P_s$ ,  $Q_s$ ,  $U_s$ ,  $r_s$  — мощность, напряжение и сопротивление линии  $s$ .

Нагрузки линий могут быть выражены через мощности узлов с помощью линейных коэффициентов. При этом выражение для частичных удельных потерь получается в виде [Л. 1]:

$$\sigma_{Pi} = \frac{\partial P_{\text{пот}}}{\partial P_i} = \frac{2}{U_i^2} \sum r_s P_s \alpha_{si} = \frac{2}{U_i^2} \sum (\sum \alpha_{si} \alpha_{sj} r_s) P_j \quad (1)$$

или

$$\sigma_{Pi} = \frac{2}{U_i^2} \sum B_{ij} P_j \quad (2)$$

и аналогично:

$$\sigma_{Qi} = \frac{2}{U_i^2} \sum B_{ij} Q_j, \quad (3)$$

где

$$B_{ij} = \sum \alpha_{si} \alpha_{sj} r_s.$$

Ясно, что расчет частичных удельных потерь по этой методике с помощью аналоговых вычислительных устройств получается очень трудоемким, требующим выполнения большой подготовительной работы.

Объем подготовительной работы сокращается, если определение частичных удельных потерь производится на основе метода преобразований, предложенного д. т. н. профессором Б. И. Розенбергом [Л. 8]:

$$\sigma_i = \frac{2}{U_i^2} \sum_{j=1}^{m+n-1} r_{ij} P_j, \quad (4)$$

где  $P_j$  — мощность  $j$ -й станции (нагрузки);

$r_{ij}$  — активное сопротивление сети, общее для станции  $i$  и узла  $j$  относительно балансирующей точки;

$U_i$  — напряжение узла станции  $i$ .

Однако и в этом случае число предварительно определяемых величин (сопротивлений  $r_{ij}$ ) очень велико. Это обстоятельство значительно снижает эффективность использования для расчета наивыгоднейшего распределения нагрузок аналоговых машин, так как для определения сопротивлений  $r_{ij}$  и установки их на вычислительной машине требуется несколько часов, в то время как сам расчет распределения на машине занимает 2—3 сек.

По своему принципу аналоговые машины являются математическими моделями. Поэтому уместно электрическую сеть, как часть исследуемого объекта, представлять также в виде модели, а не в виде большого числа коэффициентов. При этом эффективность аналоговых машин существенно повысится.

Модель сети в принципе может быть выполнена на переменном или на постоянном токе.

Модель сети переменного тока полностью соответствует реальной сети, но ее трудно согласовать с самым расчетным устройством, выполненным на постоянном токе.

Легко согласуется с расчетным устройством модель сети постоянного тока. Однако в этом случае возникает вопрос учета на модели неоднородности реальной сети.

В настоящей статье рассматривается метод моделирования сети, в основу которого положено выражение (4). При этом потокораспределение на модели не сохраняется, а параметры элементов модели выбираются такими, чтобы сопротивления  $r_{ij}$  модели были одинаковыми с оригиналом. Для этого, как будет показано ниже, собственные сопротивления элементов сети необходимо умножить на некоторый поправочный коэффициент  $\beta$ . Балансирующая точка модели заземляется, и в узловые точки, соответствующие станциям и подстанциям энергосистемы, подаются токи, пропорциональные мощностям станций и нагрузок подстанций, т. е.

$$I_j = k_p P_j. \quad (5)$$

При этом на основе принципа наложения получаем:

$$U_i = \sum_{j=1}^{m+n-1} r_{ij} I_j. \quad (6)$$

С учетом (5) будем иметь:

$$U_i = k_p \sum_{j=1}^{m+n-1} r_{ij} P_j. \quad (7)$$

Сравнивая (7) и (4) видим, что потенциал точки  $i$  в масштабе  $k_p = \frac{2}{U_i^2}$  равен значению  $\sigma_i$  в этом режиме.

Выше мы отмечали, что при моделировании необходимо иметь равными сопротивления  $r_{ij}$  модели

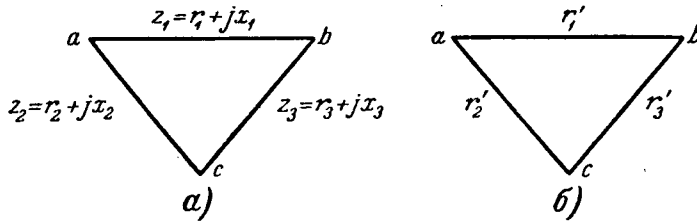


Рис. 1. Моделирование треугольника.

и оригинала. Сопротивление  $r_{ij}$  определяется по формуле

$$r_{ij} = \frac{R_{0i} + R_{ij} - R_{0j}}{2}, \quad (8)$$

где  $R_{0i}$ ,  $R_{ij}$ ,  $R_{0j}$  — сопротивления, измеренные между соответствующими точками (указано в индексе) оригинала или модели.

Таким образом, для того чтобы  $r_{ij\text{мод}} = r_{ij\text{ориг}}$ , необходимо иметь:

$$R_{0i\text{мод}} = R_{0i\text{ориг}}; R_{ij\text{мод}} = R_{ij\text{ориг}}; R_{0j\text{мод}} = R_{0j\text{ориг}}.$$

Отсюда следует, что условие моделирования будет выполнено, если сопротивление, измеренное между любыми узловыми точками модели, будет равно активному сопротивлению оригинала между этими же точками.

В общем виде эта задача не имеет точного решения. Однако в частных случаях, например, для треугольника или сети сколь угодно сложной конфигурации, но однородной задача решается точно. Отсутствие точного решения в общем случае не может служить препятствием для разработки методики определения частичных удельных потерь непосредственно на модели сети постоянного тока. Дело в том, что частичные удельные потери вносят лишь поправку в распределение нагрузок, так что эта поправка может быть определена не абсолютно точно, а с некоторой погрешностью, допустимой в практических расчетах. Таким образом, если модель не будет полностью эквивалентной оригиналу, но обеспечит требуемую точность получения  $\sigma$ , то ее можно будет принять вполне пригодной для этой цели.

Сначала рассмотрим возможность моделирования простой схемы. Пусть оригинал имеет схему треугольника с параметрами элементов, указанных на рис. 1, а. По условию задачи требуется найти величины сопротивлений элементов модели  $r'_1$ ,  $r'_2$ ,  $r'_3$  (рис. 1, б) с соблюдением условий:

$$R_{ab} = R_{ab\text{мод}}; R_{ac} = R_{ac\text{мод}}; R_{bc} = R_{bc\text{мод}}, \quad (9)$$

где

$$\left. \begin{aligned} R_{ab} &= \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3}; \\ R_{ac} &= \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_2 (\bar{z}_1 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3}; \\ R_{bc} &= \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_3 (\bar{z}_1 + \bar{z}_2)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3}; \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

$$\left. \begin{aligned} R_{ab\text{мод}} &= \frac{r'_1 (r'_2 + r'_3)}{r'_1 + r'_2 + r'_3}; \\ R_{ac\text{мод}} &= \frac{r'_2 (r'_1 + r'_3)}{r'_1 + r'_2 + r'_3}; \\ R_{bc\text{мод}} &= \frac{r'_3 (r'_1 + r'_2)}{r'_1 + r'_2 + r'_3}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Решение уравнений (9) и (11) дает:

$$\left. \begin{aligned} r'_1 &= R_{ab} + \frac{R_{ab}^2 - (R_{ac} - R_{bc})^2}{2(R_{ac} + R_{bc} - R_{ab})}; \\ r'_2 &= R_{ac} + \frac{R_{ac}^2 - (R_{ab} - R_{bc})^2}{2(R_{bc} + R_{ab} - R_{ac})}; \\ r'_3 &= R_{bc} + \frac{R_{bc}^2 - (R_{ac} - R_{ab})^2}{2(R_{ab} + R_{ac} - R_{bc})}. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Поскольку структура формул (12) одинакова для всех сторон треугольника, то исследование моделирования треугольника можно проводить на примере решения для одной стороны, например, первой. Для этого формулу для  $r'_1$  запишем в виде

$$\begin{aligned} r'_1 &= \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} + \\ &+ \frac{\left[ \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} \right]^2 - \left[ \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_2 (\bar{z}_1 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} - \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_3 (\bar{z}_1 + \bar{z}_2)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} \right]^2}{2 \left[ \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_2 (\bar{z}_1 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} + \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_3 (\bar{z}_2 + \bar{z}_1)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} - \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3} \right]}. \end{aligned} \quad (13)$$

Принимая во внимание, что  $\operatorname{Re} \bar{z}_s \pm \operatorname{Re} \bar{z}_p = \operatorname{Re} (\bar{z}_s + \bar{z}_p)$ , и вводя обозначение  $\bar{z}_1 + \bar{z}_2 + \bar{z}_3 = \bar{z}_\Sigma$ , после несложных преобразований получим:

$$r'_1 = \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_\Sigma} + \frac{\left[ \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_1 (\bar{z}_2 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_\Sigma} \right]^2 - \left[ \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_2 (\bar{z}_1 + \bar{z}_3)}{\bar{z}_\Sigma} - \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_3 (\bar{z}_1 + \bar{z}_2)}{\bar{z}_\Sigma} \right]^2}{4 \operatorname{Re} \frac{\bar{z}_2 \bar{z}_3}{\bar{z}_\Sigma}}. \quad (14)$$

Случай моделирования треугольника интересен тем, что, как будет показано ниже, сеть сколь угодно сложной конфигурации практически может быть сведена к рассматриваемому варианту. Для этого необходимо провести исследование моделирования треугольника с переменными параметрами.

Сторонами треугольника являются комплексные сопротивления  $\bar{z}_1$ ,  $\bar{z}_2$  и  $\bar{z}_3$ , которые удобно представить в виде соответствующих векторов на комплексной плоскости  $Z$  (рис. 2). Интерес представляет случай, когда  $\bar{z}_1 = \text{пост.}$  и  $\bar{z}_2 + \bar{z}_3 = \text{пост.}$ , а меняются углы  $\alpha_1$  и  $\alpha_3$  и соответственно  $\bar{z}_2$  и  $\bar{z}_3$ . При переменных  $\bar{z}_2$  и  $\bar{z}_3$  вершина треугольника с перемещается на комплексной плоскости  $Z$  и может занимать следующие характерные положения:

1)  $\bar{z}_2 = \bar{z}_3 = \bar{z}$ , вершина  $c_1$  лежит посередине вектора  $2\bar{z} = \bar{z}_2 + \bar{z}_3$ ;

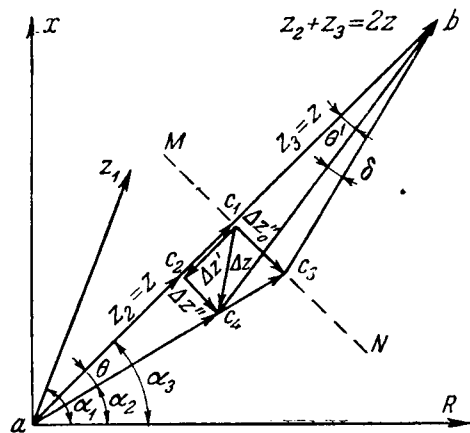


Рис. 2. К анализу моделирования треугольника с переменными параметрами.

2)  $|\bar{z}_2| \neq |\bar{z}_3|$ , но  $\alpha_2 = \alpha_3$ , вершина  $c_2$  находится на векторе  $2\bar{z}$ ;

3)  $|\bar{z}_2| = |\bar{z}_3|$ , но  $\alpha_2 \neq \alpha_3$ , вершина  $c_3$  находится на перпендикуляре  $MN$ , проведенном через середину вектора  $2\bar{z}$ ;

4) общий случай:  $\bar{z}_2 \neq \bar{z}_3$ , вершина  $c_4$  лежит в стороне от  $2\bar{z}$ .

Первый случай примем за исходный. Все другие варианты будем получать из исходного, добавляя к вектору  $\bar{z}$  приращение

$$\Delta\bar{z} = \Delta\bar{z}' + \Delta\bar{z}'',$$

где  $\Delta\bar{z}'$  — приращение, совпадающее по фазе с  $\bar{z}$ ,

$\Delta\bar{z}''$  — приращение, находящееся в квадратуре с  $\bar{z}$ .

Подставляя в формулу (14) значения  $\bar{z}_2 = \bar{z} + \Delta\bar{z}$  и  $\bar{z}_3 = \bar{z} - \Delta\bar{z}$ , для общего случая получим:

$$r'_1 = \frac{2z_1 z}{z_x} \cos(\alpha_1 + \alpha - \alpha_x) + \frac{z_1^2 \cos^2(\alpha_1 + \alpha - \alpha_x)}{z_x \cos(2\alpha - \alpha_x)} - \frac{z_1^2 (\Delta z'')^2 \cos^2(\alpha_1 + \alpha \pm 90^\circ - \alpha_x)}{z^2 z_x \cos(2\alpha - \alpha_x)} = A + B - C, \quad (15)$$

где  $A = \frac{2z_1 z}{z_x} \cos(\alpha_1 + \alpha - \alpha_x)$ ;

$$B = \frac{z_1^2 \cos^2(\alpha_1 + \alpha - \alpha_x)}{z_x \cos(2\alpha - \alpha_x)};$$

$$C = \frac{z_1^2 (\Delta z'')^2 \cos^2(\alpha_1 + \alpha \pm 90^\circ - \alpha_x)}{z^2 z_x \cos(2\alpha - \alpha_x)}.$$

Из формулы (15) легко получить значение  $r'_1$  для частных случаев:

$$\left. \begin{aligned} 1) \Delta\bar{z} = 0, \quad r'_1 &= A + B; \\ 2) \Delta\bar{z} = \Delta\bar{z}', \quad r'_1 &= A + B; \\ 3) \Delta\bar{z} = \Delta\bar{z}'', \quad r'_1 &= A + B - C. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Интересно проанализировать первый и второй частные случаи с дополнительным условием  $\alpha_1 =$

$= \alpha_2 = \alpha_3$ , т. е. когда сеть однородна. При этом нетрудно видеть, что:

$$r'_1 = A + B = r, \quad (17)$$

т. е., как и следовало ожидать, в случае однородной сети каждая ЛЭП должна быть представлена на модели ее собственным активным сопротивлением. Из формулы (16) также видно, что значение  $r'_1$  для общего случая можно получить из исходного путем внесения поправки в виде члена  $C$ .

На рис. 3 представлен вариант более сложной схемы, где цепь обхода линии  $z_1$  представляет собой комбинацию параллельно-последовательных соединений линий  $z_s, z_p, z_q, \dots$

Для анализа общий случай сколь угодно сложной сети (рис. 3,а) можно свести к исходному варианту треугольника  $a-c-b$  (рис. 3,б), вершина которого перемещается по цепи обхода  $z_2 + z_3$  и последовательно занимает положения точек  $i, j, \dots$ , соответствующие положениям одноименных точек реальной схемы (рис. 3,а).

Если все узловые точки лежат на одной и той же линии равных членов  $C$ , то сопротивление  $r'_1$  получается одинаковым из решения всех треугольников, и, следовательно, моделирование получается точным. Если же узловые точки схемы располагаются на разных линиях  $C$ , то сопротивление  $r'_1$ , найденное из разных треугольников, получается неодинаковым, и, следовательно, точного решения поставленной задачи не существует.

Для уменьшения погрешности моделирования сопротивление  $r'_1$  необходимо определять не по случайной точке, а с учетом взаимного расположения всех узловых точек цепи обхода на комплексной плоскости  $Z$ .

В общем виде расчет сопротивлений модели можно представить следующим образом. Для каждой ЛЭП оригинала анализируется расположение узловых точек цепи обхода на комплексной плоскости  $Z$  и находится оптимальная линия равных  $C_{\text{опт}}$ . Сопротивление  $r'_1$  определяется по формуле:

$$r'_1 = A + B - C_{\text{опт}}.$$

Опыт моделирования показывает, что для всех линий схемы проводить анализ расположения точек на плоскости не требуется. Это следует из того, что цепь обхода реальной схемы складывается из параллельно-последовательного соединения большого числа сопротивлений  $z_s, z_p, z_q, \dots$ , и, несмотря на различие  $\tau = \frac{x}{r}$  отдельных линий, неоднородность этой

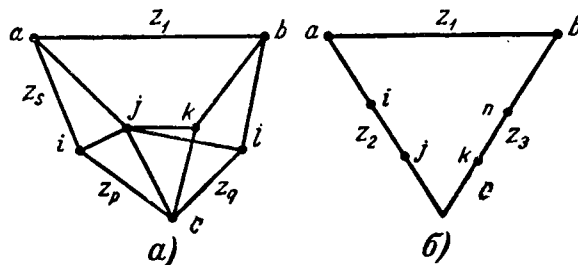


Рис. 3. Замена схемы сети треугольником.

цепи не столь велика и  $r'_1$  может быть найдено для случая  $\alpha_2 = \alpha_3$  по формуле  $r'_1 = A + B$ .

Учитывая сказанное, сопротивление  $r'_1$  или поправочный коэффициент  $\beta$ , равный  $r'_1/r_1$  удобнее заранее просчитать для разных комбинаций  $\bar{z}_1, \bar{z}_2, \bar{z}_3$ . Для этого сопротивления  $\bar{z}_1$  и  $\bar{z}_2 + \bar{z}_3 = \bar{z}_{\text{обх}}$  представим в виде:

$$\bar{z}_1 = r_1 (1 + j\tau_1);$$

$$\bar{z}_{\text{обх}} = r_{\text{обх}} (1 + j\tau_{\text{обх}}) = r_1 \cdot \rho (1 + j\tau_{\text{обх}}),$$

где

$$\rho = \frac{r_{\text{обх}}}{r_1}.$$

Коэффициент  $\beta$  был рассчитан для  $\tau_1 = 2; 5; 10; 15; 25; 30$ ;  $\tau_{\text{обх}} = 2; 3; 4; 5; 6$  и  $\rho = 1; 2; 4; 8$ , что дает возможность определять  $\beta$  для любого встречающегося на практике случая сочетания параметров ЛЭП и цепи обхода. На рис. 4 для примера приведены графики  $\beta = f(\tau_1, \tau_{\text{обх}}, \rho)$  для  $\tau_1 = 2$  и 30 и  $\tau_{\text{обх}} = 2 - 6$ .

Модель предназначена для определения частичных удельных потерь  $\sigma$ , и следовательно, объективной оценкой точности моделирования является сравнение значений частичных удельных потерь, полученных на модели, с результатами эталонного расчета. Однако такое сравнение имеет и свои недостатки. Во-первых, трудности, связанные с расчетом, результаты которого могли бы быть приняты за эталонные. Во-вторых, при сравнении с контрольным расчетом проявятся расхождения, обусловленные методическими факторами. И в-третьих, при этом не будут выяснены и проанализированы причины погрешности самого моделирования. Поэтому правильнее делать оценку моделирования, сравнивая не частичные удельные потери  $\sigma$ , а сопротивления  $r_{ij}$  модели и оригинала. Тем более, что в основу моделирования положено условие:  $r_{ij\text{мод}} = r_{ij\text{ориг}}$ .

В свою очередь сопротивление  $r_{ij}$  является сложной функцией сопротивлений  $r'_1$ , а следовательно, погрешность, допущенная в сопротивлениях  $r'_1$ , определенным образом отразится на точности воспроизведения  $r_{ij}$ . Учитывая это обстоятельство, вопрос о погрешности следует рассматривать дифференцированно. Сначала оценим погрешность, получающуюся при определении  $r'_1$ .

Для узловых точек, расположенных на оптимальной линии  $C_{\text{опт}}$ , решение получается точным.

Максимальная погрешность будет для точек, наиболее удаленных от оптимальной линии  $C_{\text{опт}}$ , для которых сопротивление  $r'_1$  определяется по формулам:

$$r'_{1\text{мин}} = A + B - C_{\text{макс}}; \quad (18)$$

$$r'_{1\text{макс}} = A + B - C_{\text{мин}}. \quad (19)$$

Полагая  $C_{\text{мин}} = 0$  и  $C_{\text{опт}} = 0,5C_{\text{макс}}$ , для максимального значения погрешности получим:

$$\Delta r'_{1\text{макс}} = \frac{r'_{1\text{мин}} - r'_{1\text{опт}}}{r'_{1\text{макс}}} = - \frac{0,5C_{\text{макс}}}{A + B - C_{\text{макс}}}. \quad (20)$$

Для оценки этой погрешности необходимо сравнить между собой члены  $A$ ,  $B$  и  $C$ . Такое сравне-

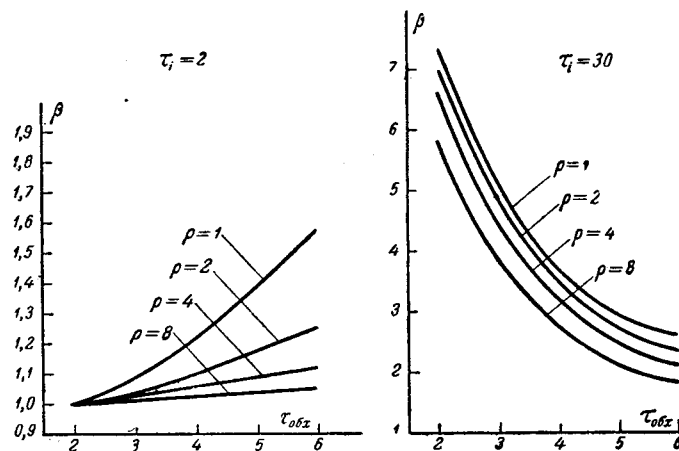


Рис. 4. Графики  $\beta = f(\tau_1, \tau_{\text{обх}}, \rho)$ .

ние в общем виде представляет значительные трудности и проще выполнить это на примере конкретной

$\bar{z}_1$	$\bar{z}_2$	$\bar{z}_3$	A	B	C	$\frac{\Delta r'_1}{A+B-C} = \frac{0,5C}{A+B-C} 100\%$
0,14 + j6,6	7 + j6,6	1,4 + j11,5	0,53	0,035	-0,15	18,1%
21,3 + j85,3	0,5 + j29,2	6,7 + j12	5,53	20,9	-11,24	14,9%
16,6 + j21,5	4,5 + j6	0,9 + j7,5	4,22	14,75	-4,45	15,3%

схемы сети. В таблице приведены значения членов  $A$ ,  $B$  и  $C$  для различных сочетаний параметров  $\bar{z}_1, \bar{z}_2$  и  $\bar{z}_3$ , причем в качестве элемента  $\bar{z}_1$  рассмотрены соответственно трансформатор, ЛЭП 220 кВ и ЛЭП 110 кВ. Сопротивления  $\bar{z}_2$  и  $\bar{z}_3$  выбраны в пределах реальных параметров этих элементов, но такими, при которых член  $C$  имеет наибольшее значение (при прочих равных условиях это имеет место при  $\theta = \theta_{\text{макс}}$ ). Из таблицы видно, что максимальная погрешность не превышает 20%.

При этом еще раз подчеркнем, что погрешность в сопротивлении  $r'_1$  неодинакова по отношению к разным узловым точкам схемы и нельзя говорить о погрешности  $r'_1$  вообще, а следует определять ее как погрешность  $\Delta r'_{ij}$  относительно определенной узловой точки. Так максимальная погрешность в сопротивлении будет допущена только относительно некоторых узловых точек сети, в то время как по отношению других точек она будет меньше, а для точек, лежащих на линии  $C_{\text{опт}}$ , погрешность будет равна нулю. Проводить анализ расположения узловых точек на комплексной плоскости  $Z$  с последующим определением  $C_{\text{опт}}$  во многих случаях не требуется и рекомендуется определять сопротивление по формуле  $r'_1 = A + B$ . Не приводя подробного анализа этого вопроса, укажем лишь, что для ЛЭП 110 кВ с  $\tau = 1,5 - 3,0$  и при  $\rho > 1$  для члена  $C_{\text{опт}}$  будем иметь:

$$C_{\text{опт}} \leq (0,05 - 0,07) r_1.$$

Следовательно, неучет члена  $C_{\text{опт}}$  не внесет существенной погрешности в моделирование. При  $\rho \gg 1$  член  $C_{\text{опт}}$  получается небольшим и для ЛЭП 220 кВ, т. е. в области графиков  $\beta = f(\tau_1, \tau_{\text{обх}}, \rho)$ ,

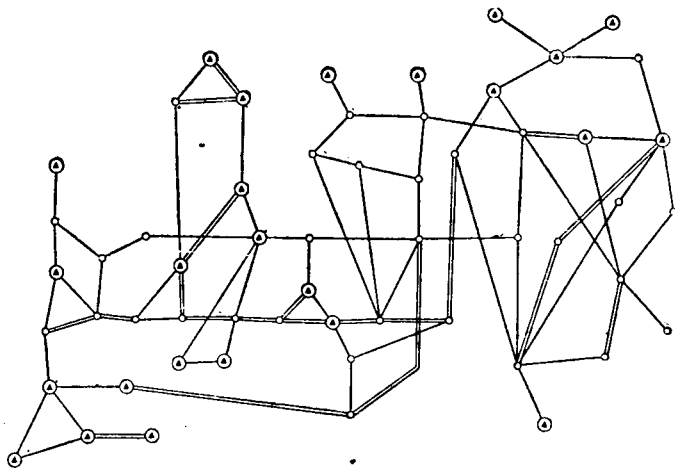


Рис. 5. Схема сети энергообъединения.

где  $\beta \rightarrow 1$  и  $\rho \gg 1$  расчет сопротивления можно производить по формуле:  $r'_{ij} = A + B$ .

Мы не будем приводить здесь подробного анализа погрешности в сопротивлении  $r'_{ij}$ . Отметим только, что, так как  $r'_{ij} = f(r'_{sj}, r'_{pj}, r'_{qj} \dots)$ , то погрешность  $\Delta r'_{ij}$  будет являться функцией погрешностей  $\Delta r'_{sj}, \Delta r'_{pj}, \Delta r'_{qj} \dots$ .

Поскольку погрешности  $\Delta r'_{sj}, \Delta r'_{pj}, \Delta r'_{qj}, \dots$ , могут иметь разные знаки, то практически эти погрешности в сопротивлении  $r'_{ij}$  в некоторой степени будут компенсироваться.

Для проверки точности моделирования по вышеизложенной методике были проведены аналитические расчеты и выполнена модель на постоянном токе для одной из объединенных энергетических систем (рис. 5). Характерной чертой указанного объединения является значительная неоднородность сети (ЛЭП 110, 220 и 500 кВ), что с учетом трансформаторов связи определяет наличие элементов схемы с  $\tau = 1,6-30$ .

Анализ данных по сопротивлениям показывает, что, как правило, расхождение  $r_{ij\text{мод}}$  от  $r_{ij\text{расч}}$  не превышает 5—7% и в редких случаях 10%, что вполне допустимо. Следует иметь в виду, что относительная погрешность еще не является исчерпывающим показателем точности моделирования. Частичные удельные потери определяются суммой членов вида  $r_{ij}P_j$ , так что чем меньше  $r_{ij}$ , тем большую относительную погрешность можно допустить в определении этих сопротивлений. Об этом же говорит сравнение результатов по моделированию. Для больших сопротивлений, таких как  $r_{ii}, r_{jj}$ , погрешность не превышает 2—3%.

Допустимой погрешностью в определении частичных удельных потерь может считаться величина  $\pm (0,01-0,02)$  [Л. 9]. Сравнение  $\sigma_{ij\text{мод}}$  с  $\sigma_{ij\text{расч}}$  показывает, что определение  $\sigma_i$  на модели удовлетворяет этому требованию.

Для схемы, изображенной на рис. 5, было выполнено моделирование только по активным сопротивлениям ЛЭП и на этой модели определены  $r'_{ij}$  и  $\sigma_i$ . При этом погрешность определения  $r'_{ij}$  и  $\sigma_i$  получается настолько значительной (50—100% и более), что указанный способ моделирования не

может быть использован для практических расчетов.

Величина сопротивления каждого элемента модели выбирается с учетом поправочного коэффициента  $\beta$ , зависящего от параметров цепи обхода. Теоретически отсюда следует, что при отключении хотя бы одной линии сети должны корректироваться сопротивления всех элементов модели. Практически это не так. Действительно, в крупных энергосистемах цепь обхода большинства ЛЭП складывается из нескольких линий передачи, представляющих собой комбинацию последовательного и параллельного соединений. При этом отключение одной из ЛЭП цепи обхода мало влияет на параметры  $\tau_{\text{обх}}$  и  $\rho$ , так что величина коэффициента  $\beta$  может не измениться. Это в первую очередь относится к элементам модели, для которых  $\beta$  близко к единице.

**Выводы.** 1. Существующие методы определения частичных удельных потерь очень трудоемки, поэтому весьма заманчива разработка методики определения частичных удельных потерь с помощью модели сети постоянного тока.

2. При моделировании должна быть учтена неоднородность сети. Возможным вариантом моделирования является корректирование активных сопротивлений элементов сети по предложенной в статье методике.

3. Точность определения частичных удельных потерь на модели сети постоянного тока, выполненной по рассмотренной методике, вполне достаточна для практических расчетов.

#### Литература

1. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1957.
2. Маркович И. М., Общая формула потерь мощностей в сетях и вычисление удельных приростов потерь, «Электричество», 1962, № 4.
3. Мельников Н. А., Учет потерь в сети при определении наивыгоднейшего режима энергосистемы, «Электричество», 1960, № 2.
4. Крум Л. А., Градиентный метод оптимизации режима объединенных энергосистем, Доклады на Всесоюзной конференции по качеству напряжения и его регулированию в электрических сетях и системах, Москва, 1961.
5. Шаханов В. С., Метод и алгоритм вычисления частных производных электрических потерь в сложных сетях энергосистем на электронных цифровых машинах, «Электричество», 1960, № 12.
6. Гинзбург С. А., Горнштейн В. М., Соловьев С. А., Вычислительная машина для расчета экономических режимов в единой энергетической системе, Научно-техническое совещание по применению вычислительной техники при проектировании и эксплуатации энергосистем, Материалы совещания, вып. III, Киев, 1960.
7. Синьков В. М., Фолькман К. Ю., Коваленко В. П. и др., Вычислительное устройство непрерывного действия типа ЭКРАН для расчета наивыгоднейших режимов энергосистем. Научно-техническое совещание по применению вычислительной техники при проектировании и эксплуатации энергосистем, Материалы совещания, вып. I, Киев, 1960.
8. Розенберг Б. И., Распределение активной и реактивной мощностей между источниками питания, приводящее к минимуму потерь в электросетях, «Электричество», 1948, № 11.
9. Усов С. В., Павлов Г. М., Кантан В. В., Теоретические предпосылки оптимизации режима энергосистемы на аналоговых машинах, Известия Академии наук СССР, «Энергетика и транспорт», 1963, № 4.

[11.11.1963]





# Продольная емкостная компенсация в тяговой сети

Инж. В. А. КОРШУНОВ

Институт комплексных транспортных проблем Госплана СССР

В настоящее время в Советском Союзе осуществляется широкая программа электрификации железных дорог на переменном токе промышленной частоты. В качестве основного локомотива этой системы тяги принят электровоз с выпрямителями, применение которого влечет за собой появление мощных несинусоидальных несимметричных нагрузок и, следовательно, значительные потери напряжения в элементах тягового электроснабжения. Это усугубляется тем, что коэффициент мощности на первичных шинах тяговых подстанций сравнительно низок (0,78—0,85) и поэтому первичная система дополнительно нагружается большими потоками реактивной мощности. Кроме того, при больших удалениях и нагрузках электровозов с выпрямителями, т. е. при больших потерях напряжения в тяговой сети, необходимая скорость движения локомотивов может поддерживаться их собственными регулировочными средствами только в определенных пределах при значительном уменьшении коэффициента мощности.

Повышать напряжение на тяговых двигателях уменьшением коэффициента трансформации на электровозе можно лишь до определенной величины, при которой тяговым двигателям передается максимум мощности. Поэтому такой способ компенсации потерь напряжения эффективен лишь при нагрузках, которым соответствует величина потерь напряжения, равная 10—15% [Л. 1].

Применение на тяговых подстанциях трансформаторов с автоматической регулировкой напряжения (АРПН), как известно, связано с рядом трудностей. Во-первых, устанавливаемые в настоящее время механические переключающие устройства АРПН не обладают достаточной долговечностью и надежностью при резко переменной нагрузке. Исследуемые и разрабатываемые устройства АРПН без механических переключателей (различные индукционные системы) пока весьма дороги и недостаточно освоены. Во-вторых, при трехфазных трансформаторах пофазное регулирование напряжения вообще невозможно. Регулирование же напряжения сразу во всех трех фазах мало эффективно, так как производится сразу в обоих плечах питания, в то время как нагрузки участков питания изменяются независимо друг от друга.

Другим способом стабилизации напряжения в тяговой сети является продольная емкостная компенсация ее индуктивного сопротивления, т. е. последовательное включение в цепь тяговой нагрузки батареи конденсаторов.

**Достоинства и недостатки продольной емкостной компенсации.** Применение продольной емкостной компенсации (ПЕК) позволяет:

а) Улучшить режим напряжения в тяговой сети за счет повышения напряжения контактной сети при увеличении нагрузки. Наибольший эффект в этом отношении ПЕК дает в сетях с резко переменной нагрузкой, характерной для электрической тяги.

Важное преимущество ее перед другими способами регулирования, например перед трансформаторами с регулированием под нагрузкой, заключается в непрерывности и безынерционности регулирования напряжения. Это позволяет улучшить энергетические характеристики электровозов, использование их мощности и возможностей регулирования скорости, а также уменьшить величину потерь активной мощности.

б) Уменьшить количество реактивной энергии, потребляемой электрической тягой из первичной сети. В силу того, что напряжение на емкости пропорционально току нагрузки, количество генерируемой реактивной энергии пропорционально квадрату тока нагрузки. Таким образом, количество генерируемой батареей реактивной энергии автоматически увеличивается с ростом ее потребления, что особенно важно для устойчивой работы энергосистемы. Кроме того, это преимущество ПЕК перед нерегулируемой параллельной компенсацией важно в том отношении, что при отсутствии или незначительности тяговой нагрузки контактная сеть и энергосистема освобождаются от потоков реактивной мощности. Как будет показано ниже, уменьшение потребления реактивной энергии в тяговых сетях с ПЕК и электровозах с выпрямителями в значительной части происходит вследствие повышения коэффициента мощности самого электровоза за счет стабилизации напряжения в тяговой сети при всех режимах его работы.

в) Снизить установленную мощность трансформаторов тяговых подстанций, как минимум на 10—15%, или увеличить расстояние между подстанциями и, следовательно, более удобно их расположить.

г) Наконец, снизить несимметрию напряжения, связанную с однофазной тяговой нагрузкой, и повысить эффективность применения рекуперативного торможения, а в ряде случаев сделать возможным его применение.

Вместе с этим применение ПЕК в тяговых сетях связано с рядом затруднений, заключающихся в следующем:

а) В контактной сети при двухстороннем питании ее от тяговых подстанций увеличиваются уравнительные токи, что вызывает перегрузку трансформаторов подстанций, и снижает к. п. д. системы. Для устранения этого затруднения следует переходить на одностороннее питание, так как преимущества двухстороннего питания (снижение потерь напряжения и мощности) в случае применения ПЕК утрачивают свое значение. Режим напряжения в этом случае не нуждается в каком-либо дополнительном улучшении. Снижение же потерь мощности, которое дает двухстороннее питание, меньше уменьшения потерь мощности в случае применения ПЕК и одностороннего питания, получаемого в результате повышения коэффициента

мощности электровоза и стабилизации напряжения в тяговой сети.

б) Возможно появление субгармонических колебаний, которые недопустимы с точки зрения электродинамических воздействий, разного рода перенапряжений и нарушения теплового режима устройств электроснабжения. Поэтому необходимо применять специальные защитные мероприятия.

Включаемые последовательно конденсаторы также должны быть защищены от чрезмерного повышения напряжения, возможного в аварийных режимах (короткое замыкание в тяговой сети или на электровозе) [Л. 6].

**Влияние продольной емкостной компенсации на протекание электромагнитных процессов в цепи электровоза с выпрямителями.** Электровоз с выпрямителями является нелинейной нагрузкой и в силу этого характер электромагнитных процессов в нем определяется не только параметрами элементов схемы и нагрузкой электровоза, но и параметрами системы тягового электроснабжения. Поэтому важно выяснить, какое влияние на энергетические и скоростные характеристики электровоза будут оказывать последовательно включенные в тяговую сеть конденсаторы.

Если пренебречь емкостной проводимостью петли контактный провод — земля и заменить распределенные элементы тяговой сети сосредоточенными, то электрическую схему замещения системы тягового электроснабжения и силовой цепи электровоза можно изобразить так, как это показано на рис. 1.

Если бы нам удалось показать, что последовательно включенная емкость изменяет только величину приложенного напряжения, т. е. напряжения на емкости  $u_c$ , а следовательно, и за емкостью  $u'_n$  можно считать синусоидальными, то расчет электромагнитных процессов можно было бы проводить по тем же зависимостям, что и без ПЕК [Л. 1, 3 и 4]. При этом в качестве приложенного напряжения энергосистемы должно быть принято напряжение за емкостью  $U'_n$ .

Относительно небольшое искажение напряжения на емкости возможно потому, что амплитуды высших гармонических в первичном токе с возрастанием их номера монотонно убывают, а само емкостное сопротивление также уменьшается пропорционально номеру гармоники. Покажем, что напряжение на емкости очень близко к синусоиду.

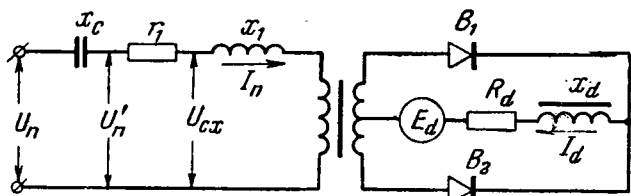


Рис. 1. Электрическая схема замещения системы тягового электроснабжения и электровоза с выпрямителями.

$U_n$  — действующее напряжение на первичных шинах тяговой подстанции, приведенное к обмотке, питающей тяговую сеть;  $r_1$ ,  $x_1$ ,  $R_d$  и  $x_d$  — соответственно активные и индуктивные сопротивления первичной цепи и цепи выпрямленного тока;  $x_c$  — емкостное сопротивление ПЕК;  $E_d$  и  $I_d$  — средние значения противо-э. д. с. тяговых двигателей и выпрямленного тока;  $I_n$  — действующее значение тока первичной сети;  $U'_n$  — действующее значение напряжения за емкостью.

Как известно, кривая первичного тока электровоза периодична и удовлетворяет условию  $i_n(t) = -i_n\left(t + \frac{T}{2}\right)$ , ее разложение в ряд Фурье не содержит четных гармоник. Поэтому форма кривой напряжения на емкости определяется уравнением

$$u_c = \frac{1}{C} \int i_n dt = \frac{1}{C} \int [I_{1m} \sin(\omega t + \psi_1) + I_{3m} \sin(3\omega t + \psi_3) + \dots] dt = -\frac{I_{1m}}{\omega C} [\cos(\omega t + \psi_1) + \frac{1}{3} \frac{I_{3m}}{I_{1m}} \cos(3\omega t + \psi_3) + \dots].$$

Так как

$$\frac{I_{3m}}{I_{1m}} \leq \frac{1}{5}; \quad \frac{I_{5m}}{I_{1m}} \leq \frac{1}{10}; \quad \dots; \quad \frac{I_{nm}}{I_{1m}} \leq \frac{1}{5k}, \quad \dots,$$

где  $k = 1, 2, 3, \dots$  [Л. 2], то для отношения эффективных значений полного напряжения на емкости  $U_c$  к первой его гармонике  $U_{1c}$  получим следующее выражение:

$$\frac{U_c}{U_{1c}} \leq \sqrt{1 + \left(\frac{1}{3 \cdot 5}\right)^2 + \left(\frac{1}{5 \cdot 10}\right)^2 + \dots + \left(\frac{1}{(2k+1)5k}\right)^2 + \dots} = \sqrt{1 + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(2k+1)^2 (5k)^2}} < 1,003.$$

Таким образом, максимальная разница между эффективными значениями напряжения на емкости и его первой гармонике менее 0,3%.

Столь незначительное содержание высших гармоник в напряжении на емкости позволяет с достаточной степенью точности считать, что падение напряжения  $u_c$  создается только первой гармоникой тягового тока. Кроме того, если принять во внимание, что при наличии ПЕК в тяговой сети  $U_c < 0,25 U_n$ , то доля высших гармоник в напряжении  $U'_n$  за счет включения емкости составляет менее 0,08%. Следовательно, емкость в данном случае практически не меняет формы кривой напряжения, а только увеличивает его.

Исходя из этого, установим основные расчетные зависимости, характеризующие работу электровоза с выпрямителями и тягового электроснабжения при наличии продольной емкостной компенсации. При этом учет влияния активных сопротивлений будем производить обычным для рассматриваемой схемы (рис. 1) способом [Л. 1].

**Расчет характеристик электровоза при продольной емкостной компенсации.** Как известно, все процессы, а также формулы и графики [Л. 1—4], характеризующие работу электровоза с выпрямителями, зависят от двух величин:  $k$  и  $\frac{I_d}{I_n}$ .

Величина

$$k = \frac{x_d}{x_1}, \quad (1)$$

ее определение затруднений не вызывает,

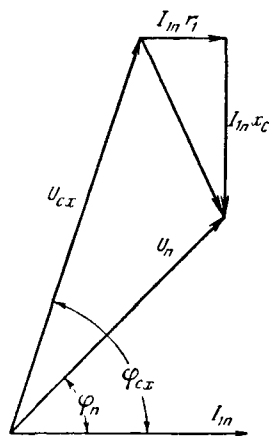


Рис. 2. Векторная диаграмма схемы замещения, приведенной на рис. 1.

Нагрузки будем выражать в относительных единицах. Для этого введем базисные токи короткого замыкания

$$\left. \begin{aligned} I_K &= \frac{U_{cx} \sqrt{2}}{x_1}, \\ I'_K &= \frac{U_{\pi} \sqrt{2}}{x_1} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Если установить зависимость  $\frac{I_d}{I_K} = f\left(\frac{I'_d}{I'_K}\right)$ , то можно, зная параметры системы тягового электропитания и электровозов, по известной нагрузке  $I_d$  и напряжению  $U_{\pi}$  определить  $\frac{I_d}{I_K}$ .

Из выражений (2) можно получить следующее соотношение:

$$\frac{U_{\pi}}{U_{cx}} = \frac{\frac{I_d}{I_K}}{\frac{I'_d}{I'_K}}. \quad (3)$$

Далее выразим  $U_{cx}$  через напряжение на первичных шинах тяговой подстанции  $U_{\pi}$ , принимаемое за постоянное синусоидальное. Для этого рассмотрим векторную диаграмму (рис. 2), построенную для схемы замещения, приведенной на рис. 1. Обозначим через  $\varphi_{cx}$  — угол отставания основной гармоники первичного тока  $I_{1\pi}$  от напряжения  $U_{cx}$ , а через  $\varphi_{\pi}$  — угол отставания  $I_{1\pi}$  от  $U_{\pi}$ . Тогда можем записать:

$$U_{\pi}^2 = U_{cx}^2 + I_{1\pi}^2 (x_c^2 + r_1^2) - 2U_{cx} I_{1\pi} \sqrt{x_c^2 + r_1^2} \times \sin\left(\varphi_{cx} - \arctg \frac{r_1}{x_c}\right). \quad (4)$$

Выразив действующее значение основной гармоники первичного тока через относительную величину

$$g_1 = \frac{I_{1\pi} x_1}{U_{cx}}, \quad (5)$$

разделим обе части уравнения (4) на  $U_{cx}^2$  и, выполнив преобразования, приняв во внимание выражение (5), получим:

$$\frac{U_{\pi}^2}{U_{cx}^2} = 1 + g_1 (\lambda^2 + \beta^2) - 2g_1 \sqrt{\lambda^2 + \beta^2} \sin(\varphi_{cx} - \xi), \quad (6)$$

где

$$\beta = \frac{r_1}{x_1}; \quad \lambda = \frac{x_c}{x_1}; \quad \xi = \arctg \frac{\beta}{\lambda}. \quad (7)$$

Приняв во внимание выражение (3), получим:

$$\frac{I_d}{I_K} = \frac{I'_d}{I'_K} \sqrt{1 + g_1 (\lambda^2 + \beta^2) - 2g_1 \sqrt{\lambda^2 + \beta^2} \sin(\varphi_{cx} - \xi)}. \quad (8)$$

Выражение под корнем является функцией  $\frac{I_d}{I_K}$  и  $k$ , так как  $g_1 = f\left(\frac{I_d}{I_K}; k\right)$  и  $\varphi_{cx} = f\left(\frac{I_d}{I_K}; k\right)$  [Л. 1,3].

Если обозначить

$$F\left(\frac{I_d}{I_K}\right) = \sqrt{1 + g_1 (\lambda^2 + \beta^2) - 2g_1 \sqrt{\lambda^2 + \beta^2} \sin(\varphi_{cx} - \xi)}, \quad (9)$$

то связь между  $\frac{I_d}{I_K}$  и  $\frac{I'_d}{I'_K}$  можно выразить следующим образом:

$$\frac{I_d}{I_K} = \frac{\frac{I'_d}{I'_K}}{F\left(\frac{I_d}{I_K}\right)}. \quad (10)$$

Таким образом, если использовать кривые  $g_1 = f\left(\frac{I_d}{I_K}; k\right)$  и  $\varphi_{cx} = f\left(\frac{I_d}{I_K}; k\right)$ , то на основании формулы (10) можно построить зависимость  $\frac{I_d}{I_K} = f\left(\frac{I'_d}{I'_K}; k\right)$ .

Зная значение  $\frac{I_d}{I_K}$  и параметры эквивалентной схемы (рис. 1), можно по известным формулам и графическим зависимостям [Л. 1—4] определить фазу основной гармоники первичного тока  $\varphi_{cx}$ , относительные величины основной гармоники ( $g_1$ ) и высших гармоник ( $g_n$ ) первичного тока, а также угол перекрытия  $\gamma$ , угол зажигания  $\psi$  и относительную величину среднего значения выпрямленного напряжения  $\frac{U_d}{U_{cx}}$ .

Установим зависимость  $\cos \varphi_{\pi} = f(\cos \varphi_{cx})$ . На основании векторной диаграммы (рис. 2) можно записать:

$$U_{cx}^2 = U_{cx}^2 \sin^2 \varphi_{cx} + (U_{\pi} \cos \varphi_{\pi} - I_{1\pi} r_1)^2.$$

После соответствующих преобразований получим квадратное уравнение относительно  $\cos \varphi_{\pi}$ :

$$\cos^2 \varphi_{\pi} - 2 \frac{I_{1\pi} r_1}{U_{\pi}} \cos \varphi_{\pi} + \left(\frac{I_{1\pi} r_1}{U_{\pi}}\right)^2 - \left(\frac{U_{cx}}{U_{\pi}}\right)^2 \cos^2 \varphi_{cx} = 0.$$

Решив его и выполнив упрощения в соответствии с выражениями (5) и (7), получим:

$$\cos \varphi_{\pi} = \frac{U_{cx}}{U_{\pi}} (g_1 \beta + \cos \varphi_{cx}). \quad (11)$$

Учитывая выражения (6) и (9), окончательно получим:

$$\cos \varphi_{\Pi} = \frac{g_1 \beta + \cos \varphi_{ex}}{F \left( \frac{I_d}{I_k} \right)}. \quad (12)$$

Фаза первичного тока на токоприемники электроваза определяется из выражения [Л. 4]:

$$\operatorname{tg} \varphi_a = \operatorname{tg} \varphi_{ex} - \frac{g_1 \varepsilon}{\cos \varphi_{ex}}, \quad (13)$$

где

$$\varepsilon = \frac{x_{\Pi} + x_{k.c.}}{x_1};$$

$x_{k.c.}$  — реактивное сопротивление контактной сети, определяемое величиной удаления электроваза от подстанции;

$x_{\Pi}$  — реактивное сопротивление трансформатора тяговой подстанции.

Относительную величину выпрямленного напряжения

$$\tau = \frac{E_d}{U_{ex}} \quad (14)$$

можно получить, если зависимость  $\tau = f \left( \frac{I_d}{I_k} \right)$  представить уравнением прямой

$$\tau = 0,906 - \frac{I_d}{I_k}, \quad (15)$$

действительным для значений  $\frac{I_d}{I_k}$  от 0 до 0,6 и  $k$  — от 1,5 до 20 [Л. 5].

Определение  $\tau$  по формуле (15) по сравнению с точным определением [Л. 1] дает ошибку, не превышающую 3%, а при наличии ПЕК — 2%.

Подставив зависимость (8) в уравнение (15) и учтя выражения (9) и (14), получим выражение для напряжения на зажимах тяговых двигателей:

$$E_d = U_{\Pi} \left( \frac{0,906}{F \left( \frac{I_d}{I_k} \right)} - \frac{I_d}{I_k} \right). \quad (16)$$

Поскольку эффективность продольной емкостной компенсации как средства стабилизации напряжения в тяговой сети очевидна, следует установить возможности применения ее для повышения коэффициента мощности тяговых подстанций, а также

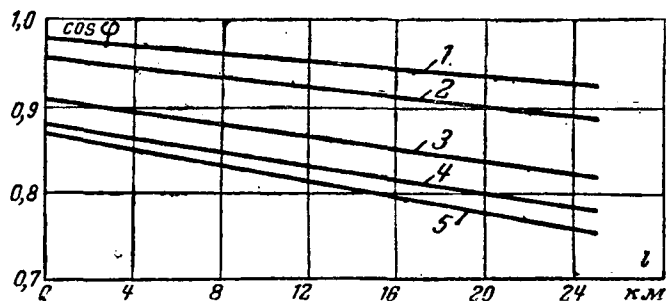


Рис. 3. Зависимость косинуса фазового угла первичного тока от удаления электровазов от тяговой подстанции.

1 —  $\cos \varphi_{\Pi}$ ; 2 —  $\cos \varphi_{\Pi}$ ; 3 —  $\cos \varphi_{\Pi}$ ; 4 —  $\cos \varphi_{ex}$ ; 5 —  $\cos \varphi'_{ex}$ .

проиллюстрировать применение предлагаемой методики расчета характеристик электровазов и тяговых подстанций. Исходные данные для исследования этого вопроса взяты из проекта электрификации двухпутного участка железной дороги длиной 276 км, выполненного в 1962 г. Трансэлектропроектом Государственного производственного комитета по делам транспортного строительства и являющегося достаточно типичным во всех отношениях как среди электрифицированных линий, так и участков железных дорог, переводимых в настоящее время на электрическую тягу.

Указанный участок характеризуется следующими данными: на каждой из семи расположенных на нем подстанций установлено по два трансформатора мощностью по 20 Мва, среднее расстояние между подстанциями 46 км, принята контактная подвеска типа ПБСМ1-95+ТФ-100, перевозки осуществляются электровазами ВЛ80, удельное электропотребление 317 кат/км.

Мощность конденсаторов ПЕК, установленных на тяговых шинах подстанций, выбрана на основании тяговых расчетов, позволивших определить максимальные токи участков питания. Далее, исходя из максимально допустимого напряжения в контактной сети<sup>1</sup>, определено емкостное сопротивление батареи ПЕК  $x_c$ , среднее значение которого по участкам питания составляет 9 ом.

Задачей расчета было определение  $\cos \varphi_{\Pi}$  и  $\cos \varphi_{\Pi}$  при нахождении на участке питания принятого в проекте среднего числа поездов  $n_{cp} = 2,5$ . При наличии ПЕК принято одностороннее питание с длиной консоли 23 км. Был рассмотрен несколько «идеализированный» случай движения поездов на участке питания, когда удаление их от тяговой подстанции в каждый момент времени одинаково. Предполагалось также, что электровазы потребляют одинаковый ток, соответствующий 0,8  $I_{d\text{дл}}$  (для электроваза ВЛ80  $I_{d\text{дл}} = 6400$  а). Как следует из рис. 3, установка ПЕК обеспечивает  $\cos \varphi_{\Pi}$  в пределах от 0,98 до 0,93. Первое значение соответствует расположению поездов около подстанции, а второе — на расстоянии 23 км от подстанции.

Более полное представление о коэффициенте мощности первой гармоники тока на тяговых шинах подстанции дает его характеристика  $\cos \varphi_{\Pi} = f \left( \frac{I_d}{I_k} \right)$ ,

построенная для всего диапазона изменения тяговой нагрузки. Для случая нахождения поездов в середине участка питания, т. е. на расстоянии 11,5 км от подстанции, такая характеристика приведена на рис. 4. Она подтверждает то, что  $\cos \varphi_{\Pi} > 0,93$  обеспечивается на всем диапазоне изменения тяговой нагрузки.

На рис. 3 и 4 для тех же условий приведены кривые изменения  $\cos \varphi_{ex}$  при наличии на тяговой подстанции ПЕК и  $\cos \varphi'_{ex}$  при ее отсутствии. Разница в ходе этих кривых объясняется тем, что при наличии ПЕК расчетное напряжение  $U_{ex}$  и базисный ток

<sup>1</sup> В соответствии с ГОСТ 6962-54 в контактной сети электрифицированных дорог, работающих на однофазном токе промышленной частоты напряжением 25 кВ, максимальное напряжение 29 кВ.

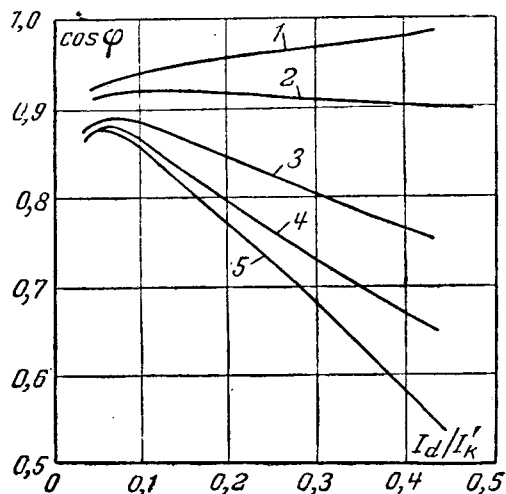


Рис. 4. Зависимость косинуса фазного угла первичного тока от относительной нагрузки электропоездов.

1 —  $\cos \varphi_{ш}$ ; 2 —  $\cos \varphi_{п}$ ; 3 —  $\cos \varphi_{ш.э}$ ; 4 —  $\cos \varphi_{сх}$ ; 5 —  $\cos \varphi'_{сх}$ .

короткого замыкания  $I_K$  больше, а  $\frac{I_d}{I_K}$  меньше. При отсутствии же ПЕК и той же нагрузке  $I_d$  наоборот расчетное напряжение  $U_{сх}$  и базисный ток короткого замыкания  $I_K$  меньше, а  $\frac{I_d}{I_K}$  больше. Следовательно, коэффициент мощности первой гармоники тока  $\cos \varphi_{сх}$  всегда больше [Л. 1. рис. 13].

Эта важная особенность ПЕК до настоящего времени не принималась во внимание и тем самым существенно занижалась ее эффективность для повышения коэффициента мощности электрической тяги. При определении степени использования установленной мощности батареи ПЕК следует учитывать не только реактивную мощность, генерируемую самими конденсаторами, но и относить к ней уменьшение потребления реактивной мощности электропоездом за счет стабилизации напряжения в тяговой сети.

Применительно к рассматриваемому участку исследован также вопрос об экономической эффективности применения ПЕК. При этом предполагалось, что при наличии ПЕК отпадает необходимость в оснащении трансформаторов тяговых подстанций устройствами регулирования напряжения под нагрузкой и в установке конденсаторов параллельной емкостной компенсации. Общая экономия в капитальных затратах по участку от применения ПЕК предварительно оценена в 50 тыс. руб.

**Экспериментальная проверка.** Предлагаемая методика расчета была проверена на экспериментальной установке в Институте комплексных транспортных проблем и в эксплуатационных условиях. Исследования на модели, имитирующей работу одного электропоезда с выпрямителями при одностороннем питании, различных нагрузках и удалениях от подстанции, а также разных степенях сглаживания и степени компенсации, подтвердили правомерность принятых допущений и исходных положений.

Особый интерес представляют результаты опытной проверки ПЕК в эксплуатационных условиях.

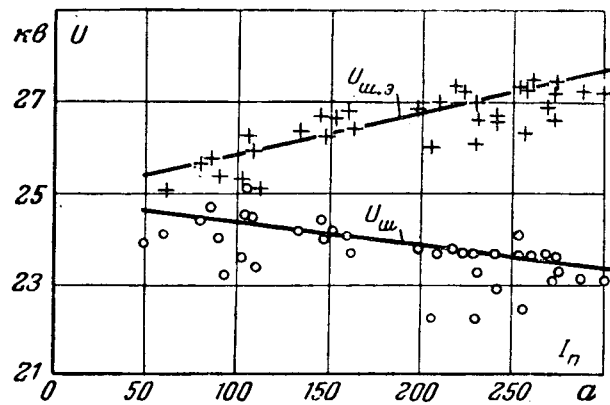


Рис. 5. Напряжение на тяговой подстанции Виленки до установки ПЕК ( $U_{ш}$ ) и за ней ( $U_{ш.э}$ ) в зависимости от тока питающей линии при расположении электропоезда посередине участка питания. Изменение расчетных значений показано сплошной линией, экспериментальные значения значком + (за установкой ПЕК) и значком о (на тяговых шинах).

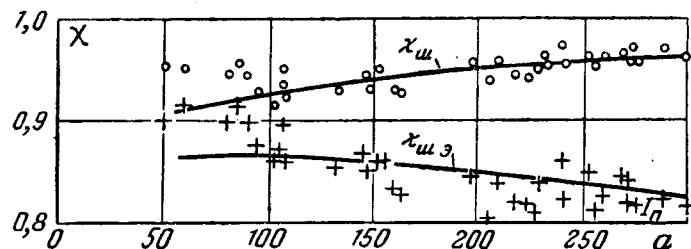


Рис. 6. Коэффициент мощности тяговой подстанции Виленки до установки ПЕК ( $\chi_{ш}$ ) и за ПЕК ( $\chi_{ш.э}$ ) в зависимости от тока питающей линии при расположении электропоезда посередине участка питания. Изменение расчетных значений показано сплошной линией, экспериментальные значения значком + (на тяговых шинах) и значком + (за установкой ПЕК).

Результаты испытаний<sup>2</sup> показали работоспособность ПЕК и ее высокую эффективность не только для стабилизации напряжения в тяговой сети, но и для повышения коэффициента мощности. Внешние характеристики получены на тяговой подстанции Виленки, сопротивление батареи конденсаторов установки ПЕК этой подстанции 36 ом. Установка включена между тяговыми шинами и линией, питающей контактную сеть участка Виленки — Голдино длиной 25,8 км. Питание участка одностороннее от отстающей фазы трехфазного трансформатора ТДТГ-110/35/27,5 мощностью 10 000 ква.

Во время испытаний регистрировались следующие величины:  $U_{ш}$  — действующее значение напряжения на тяговых шинах подстанции;  $U_{ш.э}$  — действующее значение напряжения питающей линии;  $I_n$  — действующее значение тока питающей линии;  $P_n$  — активная мощность тяговой нагрузки. Для обеспечения строгой одновременности измерений показания приборов фиксировались фотоаппаратом.

<sup>2</sup> Испытания проводились на участке Ожерелье — Павелец лабораторией электрической тяги Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта (руководитель бригады Б. М. Бородулин) и лабораторией развития устройств электрификации Института комплексных транспортных проблем (руководитель бригады В. А. Коршунов).

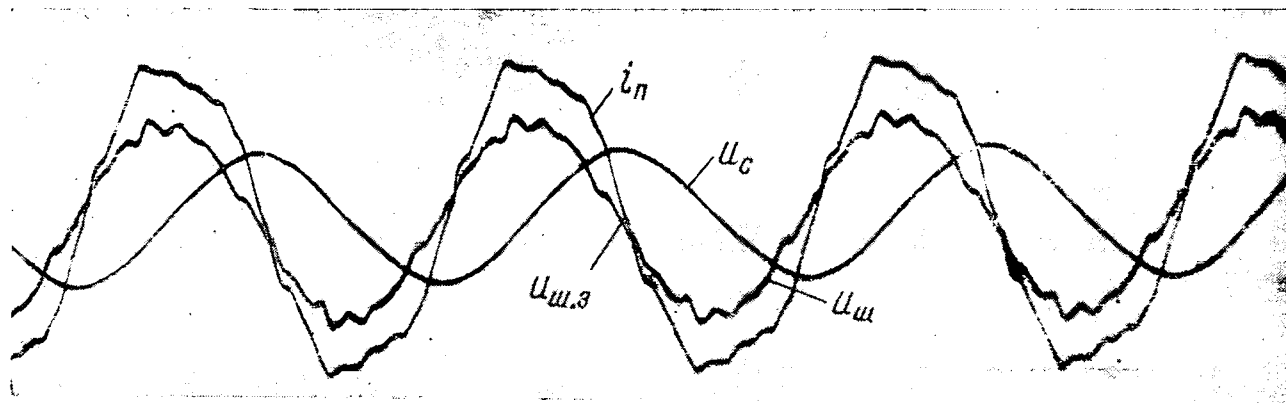


Рис. 7. Осциллограммы тока и напряжения на тяговой подстанции Виленки.

Результаты расчетов и измерений  $U_{ш}$  и  $U_{ш.з}$  в зависимости от тока  $I_n$  приведены на рис. 5. Расчетные и экспериментальные значения коэффициентов мощности на тяговых шинах  $\chi_{ш}$  и в питающей линии  $\chi_{ш.з}$  приведены на рис. 6. Экспериментальные значения коэффициентов мощности определялись по формулам:

$$\chi_{ш} = \frac{P_n}{U_{ш} I_n}; \quad \chi_{ш.з} = \frac{P_n}{U_{ш.з} I_n}.$$

При определении расчетных значений напряжений и коэффициентов мощности<sup>3</sup> предполагалось, что электровоз находится посередине консоли Виленки — Голдино.

Сопоставление результатов расчета и эксперимента показывает, что они достаточно близки. Некоторый разброс экспериментальных точек объясняется различным удалением электровозов от подстанции, которое во время испытаний не фиксировалось. Теоретическая кривая  $U_{ш.з} = f(I_n)$  в области больших нагрузок расположена выше экспериментальных точек. Это объясняется тем, что в расчетах не учитывалось сопротивление питающей энергосистемы. Следовательно, в расчетах при проектировании следует учитывать сопротивление системы внешнего энергоснабжения, особенно при значительном удалении тяговой подстанции от источника питания.

На рис. 7 приведена осциллограмма напряжения на емкости ( $u_c$ ), тока питающей линии ( $i_n$ ), напряжения на тяговых шинах ( $u_{ш}$ ) до установки ПЕК и напряжение питающей линии ( $u_{ш.з}$ ) после установки ПЕК. Из осциллограммы следует, что несмотря на искажение кривых тока и напряжения, кривая  $u_c$  имеет ярко выраженный синусоидальный характер, что подтверждает правомерность принятого нами исходного положения.

Как уже отмечалось, с применением ПЕК в тяговых сетях может быть связано появление субгармонических колебаний, которые возникают в результате переходных процессов в тяговой сети, при которых наступает насыщение сердечника транс-

форматора электровоза. Такие переходные процессы в тяговой сети с ПЕК обычно бывают связаны с постановкой электровоза под напряжение, включением масляного выключателя участка питания, отключением главного выключателя одного электровоза при ненагруженном или слабо нагруженном трансформаторе второго электровоза.

Возникновение субгармонических колебаний может быть полностью исключено, если батарею конденсаторов шунтировать активным сопротивлением  $R_{ш}$  [Л. 7]. Величина  $R_{ш}$  для рассматриваемых в настоящей статье условий составит (10—30)  $\chi_c$ . Для снижения потерь энергии в  $R_{ш}$  и уменьшения его мощности оно должно включаться только на время протекания переходных процессов. С этой целью можно применить встречное включение управляемых вентилях, включение и отключение которых осуществляется воздействием на их сетки. Принципиальная схема устройства, защищающего сеть от субгармонических колебаний, приведена на рис. 8. Схема работает следующим образом. При возникновении переходного процесса в тяговой сети включающее устройство (ВУ) подает отпирающие импульсы на сетки вентилях ( $B_1$  и  $B_2$ ) и емкость оказывается шунтированной цепочкой из активного сопротивления  $R_{ш}$  и вентилях  $B_1$  и  $B_2$ . Таким образом, исключается появление субгармонических колебаний. По окончании переходного процесса отпирающие импульсы с сеток снимаются и схема возвращается в исходное состояние.

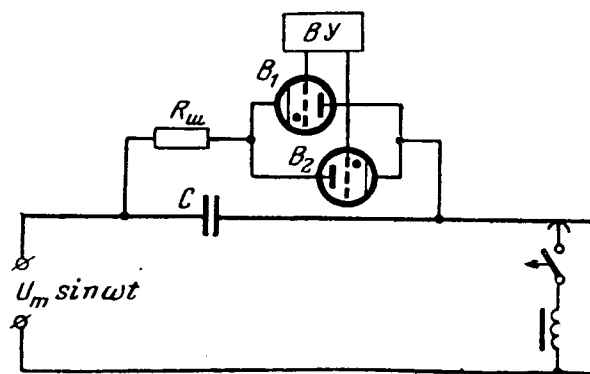


Рис. 8. Принципиальная схема защитного устройства от возникновения субгармонических колебаний.

<sup>3</sup> Коэффициент искажения при определении коэффициентов мощности принимался равным 0,97—0,99 в зависимости от  $k$  и  $\frac{I_d}{I_{*}} [Л. 3]$ .

**Выводы.** 1. Последовательное включение конденсаторов в тяговую сеть практически не оказывает влияния на характер протекания электромагнитных процессов в цепи электровоза с выпрямителями, поэтому расчет характеристик электровоза и тяговых подстанций при продольной емкостной компенсации сводится к расчету этих характеристик без ПЕК.

2. ПЕК является наиболее целесообразным и эффективным средством улучшения режима напряжения в тяговых сетях, имеющих резко переменный характер нагрузки. Важное преимущество ПЕК перед другими способами регулирования (например, перед трансформаторами с АРПН) заключается в непрерывности и безынерционности регулирования напряжения.

3. Важным следствием стабилизации напряжения при помощи ПЕК является уменьшение потребления реактивной энергии электровозом, особенно при значительном удалении его от подстанции или при большой тяговой нагрузке. Это уменьшение, а также генерирование реактивной энергии батареями ПЕК, как показывают проведенные расчеты и экспериментальная проверка, обеспечивают коэффициент мощности на тяговых шинах подстанции, равный 0,92—0,95.

4. Результаты опытной проверки показали, что

найденные расчетным путем по предлагаемой методике внешние характеристики электровоза и тяговой подстанции при наличии ПЕК хорошо согласуются с экспериментальными данными, полученными в условиях эксплуатации.

#### Литература

1. Петров С. А., Расчет скорости движения ртутно-выпрямительного электровоза и фазы основной гармоники его первичного тока, Сборник статей «Вопросы электрификации железных дорог на однофазном токе», Изд-во АН СССР, 1957.
2. Голованов В. А., Определение гармонических составляющих и эквивалентного мешающего тока в контактной сети при работе электровозов с ионными преобразователями. Там же.
3. Тихменев Б. Н., Электровозы переменного тока со статическими преобразователями, Трансжелдориздат, 1958.
4. Голованов В. А., Некоторые вопросы методики расчета показателей работы электровоза с ионными преобразователями, Сборник статей «Вопросы электрификации железных дорог», вып. 1, Изд-во АН СССР, 1959.
5. Хлебников В. Н., Элланский Э. А., К вопросу определения показателей работы ртутно-выпрямительных электровозов при технико-экономических расчетах, Сборник статей «Вопросы электрификации железных дорог», вып. 2, Изд-во АН СССР, 1960.
6. Продольная емкостная компенсация линий электропередачи. Госэнергоиздат, 1957.
7. Брук И. С. и др., Дальние передачи переменного тока, Изд-во АН СССР, 1958.

[20.4.1964]



УДК 338.4:621.3

## Экономическая целесообразность резервирования схем электроснабжения промышленных предприятий

Инж. Г. И. КОРНИЛОВ

Кривой Рог

В практике проектирования схем электроснабжения промышленных предприятий вопрос о резервировании (прокладке второй линии питания, установке второго агрегата и т. п.) решается на основе определения категории потребителя [Л. 1]. Однако существующее в настоящее время деление электроприемников по категориям бесперебойности электроснабжения не может быть признано достаточно четким, особенно в отношении потребителей второй и третьей категорий [Л. 2 и 4].

В самом деле, если перерывы электроснабжения не связаны непосредственно с возникновением опасности для жизни людей или со значительным материальным ущербом, то естественно в таких случаях определять целесообразность резервирования, сопоставляя величину необходимых затрат на него с величиной народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения. Иными словами, решение вопроса о резервировании должно вытекать из технико-экономического сравнения вариантов, по величине расчетных затрат или срока окупаемости.

К числу работ, посвященных вопросам надежности схем электроснабжения промышленных предприятий, следует отнести в первую очередь работы, указанные в [Л. 5—7]. Однако вопрос об экономической целесообразности резервирования ставится лишь в [Л. 7], причем предложенное решение не может быть признано удовлетворительным.

Данные аварийной статистики позволяют определить средние числа аварий (отказов) в год  $n_0$  и средние времена простоя  $t_0$  для различных элементов схем электроснабжения. Как показали исследования [Л. 8], для городских электрических сетей аварийные повреждения и связанные с ними перерывы электроснабжения являются случайными событиями, вероятности которых распределены по закону Пуассона. Это положение можно распространить и на схемы электроснабжения промышленных предприятий, если рассмотреть отказы элементов этих схем как последовательность случайных событий и доказать, что эта последовательность обладает свойствами ординарности, стационарности и отсутствия последствия [Л. 9]. Кроме того, ре-



зультаты исследований [Л. 10] полностью подтверждают вывод о распределении вероятностей таких событий по закону Пуассона.

Таким образом, если среднее число отказов схемы электроснабжения (например, одноцепной) составляет в год  $n_0$ , то при сроке службы схемы  $T$  лет вероятность  $k$  отказов составит:

$$P_{(k)} = \frac{a^k}{k!} e^{-a}, \quad (1)$$

где  $a = n_0 T$  — средняя частота отказов.

Для решения вопроса об экономической целесообразности резервирования необходимо в первую очередь определить структуру расчетных затрат вариантов.

Расчетные затраты варианта при отсутствии резервирования будут следующими:

$$Z_1 = (0,125 + P_a) K + C_1 + \frac{Y_1}{T}, \quad (2)$$

где  $K$  — капитальные затраты;

$P_a$  — коэффициент амортизации;

$C_1$  — эксплуатационные затраты;

$Y_1$  — ущерб от отказов схемы в течение срока службы.

Величину народнохозяйственного ущерба можно определить, воспользовавшись методикой удельного ущерба от недоотпуска 1 кВт·ч электроэнергии, предложенной проф. И. А. Сыромятниковым. При известных числе отказов схемы  $x$ , средней длительности ликвидации отказа  $t_0$  и величине нагрузки схемы  $P$  ущерб определяется следующим образом:

$$Y = x y_0 t_0 P, \quad (3)$$

где  $y_0$  — средняя величина удельного ущерба.

При наличии резерва (прокладке второй линии питания) величина расчетных затрат составит:

$$Z_2 = (0,125 + P_a)(K + K_p) + C_2 + \frac{Y_2}{T}, \quad (4)$$

где  $K_p$  — дополнительные капитальные затраты на резервирование;

$C_2$  — эксплуатационные затраты при наличии резервной линии питания;

$Y_2$  — ущерб от отказов зарезервированной схемы, величиной которого можно пренебречь, учитывая свойство ординарности отказов как последовательности случайных событий.

Таким образом, резервирование экономически оправдано, если

$$Z_1 - Z_2 \geq 0$$

или

$$(0,125 + P_a) K_p + C_2 - C_1 \leq \frac{y_0 x t_0 P}{T}. \quad (5)$$

Решение вопроса затрудняется тем, что неравенство (5) имеет вероятностный характер, так как число отказов  $x$  является случайной величиной, могущей принимать значения 0, 1, 2, 3 ...  $k$  ...  $\infty$  с вероятностью (1).

В большинстве работ, посвященных оценке надежности схем электроснабжения промышленных предприятий, в качестве характеристики аварийности используется математическое ожидание или среднее число аварий за некоторый период време-

ни. При этом, однако, упускается второй важный показатель распределения вероятностей случайной величины  $x$  — дисперсия. В самом деле, по неравенству Чебышева вероятность отклонения случайной величины  $x$  от ее среднего значения  $a$  на некоторую величину  $\delta$  зависит в первую очередь от дисперсии распределения  $D$ . Эта вероятность определяется как

$$P(|x - a| \geq \delta) \leq \frac{D}{\delta^2}. \quad (6)$$

Приняв  $\delta = \sqrt{aa}$ , получим:

$$P(|x - a| \geq \sqrt{aa}) \leq \frac{D}{aa}.$$

Последнее выражение позволяет оценить вероятность ошибки при использовании математического ожидания случайной величины. В большинстве случаев, особенно когда случайная величина распределена по нормальному закону, вероятность отклонения случайной величины от ее среднего значения мала, так как в этих случаях  $D \ll a$ . Однако в случае распределения Пуассона  $D = a$ , поэтому, если принять в качестве доверительной вероятности 0,1, то

$$P(|x - a| \geq \sqrt{10a}) \leq 0,1, \quad (7)$$

т. е. практически возможными являются отклонения числа отказов схемы  $x$  от среднего  $a$  на величину, превосходящую в некоторых случаях (при  $a < 10$ ) само среднее число отказов. Подобные случаи не являются исключением: например, для схемы питания вентиляторной установки крупной шахты  $a = 1 \dots 2$  при сроке службы 15—20 лет [Л. 7].

Естественно, что при определении целесообразности резервирования большого числа одинаковых схем использование математического ожидания числа отказов вполне допустимо, так как в этом случае  $a$  достаточно велико.

Решение вопроса о целесообразности резервирования схем электроснабжения, которые по ряду качеств — числу элементов, их надежности и т. д. — могут являться в своем роде уникальными (например, схемы электроснабжения глубоких железорудных шахт), представляется возможным, если рассматривать необходимость принятия решения о резервировании или отказе от него как необходимость выбора хода в некоторой «азартной игре». В самом деле, в нашем распоряжении имеются лишь два хода — резервирование или отказ от него, в то время как ответы «противника» случайны (что собственно и позволяет отнести игру к азартным), причем вероятность любого ответа известна и составляет (1).

Выиграшем при такой постановке вопроса следует считать любой из случаев, когда за время срока службы схемы число отказов  $x$  оказалось таким, что расчетные затраты принятого варианта меньше расчетных затрат отвергнутого варианта. Различие затрат вариантов может быть оценено разностью

$$x - m \geq 0, \quad (8)$$

где

$$m = \frac{(0,125 + P_a) K_p + C_2 - C_1}{y_0 t_0 P} T \quad (9)$$

— коэффициент, учитывающий разность расчетных затрат.

Учитывая, что  $x$  может быть только целым числом, следует считать, что резервирование экономически оправдано лишь в случае

$$x \geq k, \quad (10)$$

где  $k$  — также целое число, причем

$$k < m < k + 1. \quad (11)$$

Вопрос о принятии решения в описанной ситуации является, по сути дела, вопросом выбора стратегии игры, так как оценка целесообразности решения производится с помощью неравенства (8), имеющего вероятностный характер. Из множества возможных стратегий (предписаний о выборе решений в конкретных ситуациях — при данных  $m$  и  $a$ ) наибольший интерес представляют две:

оценка правильности решения производится с помощью неравенств (5) или (8), причем вместо  $x$  используется среднее число отказов  $a$ ;

оценка правильности решения производится с помощью определения вероятных последствий принимаемого решения. Принятое решение (резервирование или отказ от него) должно иметь вероятность выигрыша более 0,5.

Нетрудно видеть, что первая стратегия при ее многократном применении должна обеспечить в среднем преобладание суммы выигрыша над суммой проигрыша. В то же время вторая стратегия обеспечивает преобладание числа выигрышей над числом проигрышей. С общей точки зрения, первая стратегия обладает неоспоримым преимуществом, обеспечивая положительный экономический эффект. Однако, как будет показано ниже, гарантия обеспечения этого эффекта в условиях решения задач с малыми значениями среднего числа отказов  $a$  весьма мала.

Действительно, применение той или другой стратегии при решении конкретной задачи, при заданных значениях  $m$ ,  $k$  и  $a$  означает, что в первом случае рассматривается система бесконечного числа событий, каждое из которых состоит в том, что за период  $T$  число отказов составит  $x = 1, 2 \dots k \dots \infty$ ; во втором случае рассматривается система из двух событий (для простоты будем считать  $m$  нецелым числом) за период  $T - x > k + 1 > m$  или  $x < k < m$ . В табл. 1 приведены распределения событий и их вероятностей для рассматриваемых систем.

Таблица 1

Система	События	Вероятности событий соответственно
I	$x = 0, x = 1, x = 2 \dots$	$e^{-a}; ae^{-a}; \frac{a^2}{2!} e^{-a} \dots$
II	$x < m; x > m$	$e^{-a} \sum_0^k \frac{a^n}{n!}; e^{-a} \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!}$

Рассматривая эти системы случайных событий как физические системы с известными состояниями и вероятностями этих состояний, можно убедиться

в том, что вторая система обладает значительно меньшей степенью неопределенности. В самом деле, энтропии систем составляют:

$$H_1 = - \left( e^{-a} \sum_0^{\infty} \frac{a^n}{n!} \ln e^{-a} \frac{a^n}{n!} \right) =$$

$$= a - e^{-a} \sum_1^{\infty} \frac{a^n}{n!} \ln \frac{a^n}{n!}; \quad (12)$$

$$H_2 = - e^{-a} \left[ \left( \sum_0^k \frac{a^n}{n!} \right) \ln e^{-a} \sum_0^k \frac{a^n}{n!} + \right.$$

$$\left. + \left( \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!} \right) \ln e^{-a} \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!} \right] =$$

$$= a - e^{-a} \left[ \left( \sum_1^k \frac{a^n}{n!} \right) \ln \sum_1^k \frac{a^n}{n!} + \left( \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!} \right) \ln \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!} \right]. \quad (13)$$

Тогда

$$H_1 - H_2 = e^{-a} \left[ \sum_1^k \frac{a^n}{n!} \ln \frac{\sum_1^k \frac{a^n}{n!}}{\frac{a^n}{n!}} + \right.$$

$$\left. + \sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!} \ln \frac{\sum_{k+1}^{\infty} \frac{a^n}{n!}}{\frac{a^n}{n!}} \right] > 0. \quad (14)$$

Таким образом, применение первой стратегии — «стратегии суммы» в каждом конкретном случае менее оправдано, чем применение второй — «стратегии числа». Тем более оправдано применение «стратегии числа» при решении множества задач — в этом случае частота исходов по закону больших чисел будет приближаться к значению вероятности, т. е. число правильных решений будет преобладать. При этом соотношение величин суммарного выигрыша и суммарного проигрыша неопределенно, но степень этой неопределенности — вероятность отклонения истинных значений чисел отказов от математического ожидания — такая же, как и в случае применения первой стратегии.

Методика определения целесообразности резервирования с использованием «стратегии числа» предельно проста. В самом деле, при данных значениях  $a$  и  $m$  следует лишь определить знак выражения

$$e^{-a} \sum_0^k \frac{a^n}{n!} - 0,5 = R. \quad (15)$$

Резервирование следует считать целесообразным, если

$$R \leq 0. \quad (16)$$

В качестве иллюстрации применения предлагаемой методики рассмотрим два примера.

**Пример 1.** Определить целесообразность прокладки резервной кабельной линии для питания предприятия мощностью  $P=1,5$  Мвт при расстоянии передачи  $l=1,8$  км. Стоимость прокладки линии  $K_p=10,5$  тыс. руб. Среднее число отказов за срок службы (10 лет)  $a=2,3$ . Средняя длительность ликвидации отказа  $t_0=10$  ч. Потребитель второй категории.

Тогда

$$m = \frac{(0,125 + P_a) K_p + C_2 - C_1}{t_0 y_0 P} T \approx \frac{0,225 \cdot 10,5 \cdot 10}{0,1 \cdot 10 \cdot 1,5} = 15,75;$$

$$k = 15.$$

Резервирование нецелесообразно, так как вероятность выигрыша

$$1 - e^{-2,3} \sum_{n=0}^{15} \frac{2,3^n}{n!} \approx 1 - 0,1 \cdot 9,8 = 0,02.$$

Предварительные подсчеты показывают, что в большинстве случаев решение вопроса о целесообразности резервирования кабельных линий не требует никаких расчетов — резервирование таких линий, за весьма редким исключением, экономически нецелесообразно. В самом деле, если даже заведомо уменьшить величину капитальных затрат на резервирование, учитывая лишь затраты на прокладку линии, и взять явно завышенное среднее значение длительности ликвидации отказа ( $t_0=20$  ч), то даже в этом случае

$$m = 0,225 \rho \frac{lT}{t_0 y_0}, \quad (17)$$

где  $\rho \approx 2$  руб/квт·км — удельная стоимость прокладки линии.

Приняв удельную стоимость недоотпуска электроэнергии  $y_0=0,1$  руб/квт·ч, получим:

$$m = 0,225 lT.$$

Это означает, что вопрос о целесообразности резервирования может возникнуть лишь при весьма большой удельной повреждаемости: 0,2 аварии в год на 1 км, в то время как, например, для шахтных кабельных линий, работающих в тяжелых условиях, эта величина не превосходит 0,1—0,15 [Л. 7].

**Пример 2.** Определить целесообразность резервирования воздушной ЛЭП напряжением 35 кВ, длиной 10 км. Мощность, передаваемая по линии, 25 Мвт, срок службы 10 лет. Среднее число отказов за срок службы  $a=2,5$ . Средняя длительность ликвидации отказа  $t_0=10$  ч.

Увеличение расчетных затрат на резервирование

$$(0,125 + P_a) K_p + C_2 - C_1 \approx 5,25 \text{ тыс. руб.}$$

Тогда

$$m = \frac{5,25 \cdot 10}{0,1 \cdot 10 \cdot 25} = 2,1;$$

$$k = 2.$$

Резервирование целесообразно, так как

$$e^{-2,5} \sum_{n=0}^2 \frac{2,5^n}{n!} - 0,5 < 0.$$

Для определения знака выражения (15) можно воспользоваться данными табл. 2, в которой приведены значения  $a$ , при которых  $R=0$ . Таким образом, если в данной задаче  $a$  больше значения  $a_m$ , приведенного в табл. 2, то  $R>0$  и резервирование нецелесообразно.

Таблица 2

$m$	0 . . . 1	1 . . . 2	2 . . . 3	3 . . . 4	4 . . . 5	5 . . . 6
$a_m$	0,69	1,68	2,67	3,66	4,65	5,65

**Вывод.** Предлагаемый метод оценки надежности и определения экономической целесообразности резервирования применим не только для схем электроснабжения промышленных предприятий, но и для любых технических систем с малой частотой отказов, если последние не связаны с возникновением опасности для жизни людей или со значительным материальным ущербом.

#### Литература

1. Правила устройства электроустановок, ГЭИ, 1958.
2. Козлов В. А., К вопросу улучшения проектирования электроснабжения промышленных предприятий, «Промышленная энергетика», 1962, № 4.
3. Грейсхух М. В., Основные вопросы проектирования электроснабжения горнорудных предприятий, «Горный журнал», 1958, № 4.
4. Грейсхух М. В., Повысить экономическую эффективность электроснабжения рудников, «Горный журнал», 1963, № 2.
5. Грудинский П. Г. и Горский Ю. М., Метод оценки надежности схем электроснабжения, Труды МЭИ, вып. 33, 1956.
6. Афонин Н. С., Надежность электроснабжения промышленных предприятий, ГЭИ, 1958.
7. Бочаров В. И., Анализ надежности систем электроснабжения глубоких угольных шахт, «Электричество», 1957, № 10.
8. Бессмертный И. С. и Федосенко Р. Я., Определение степени надежности и резервирования в городских электрических сетях, «Электричество», 1959, № 11.
9. Вентцель Е. С., Теория вероятностей, Физматгиз, 1962.
10. Гук Ю. Б., Метод Монте-Карло при анализе надежности электроэнергетических установок, Известия АН СССР, ОТН, Энергетика и транспорт, 1963, № 4.

[11.5.1964]



# Матричные уравнения и передаточные коэффициенты систем непрерывных станов

Доктор техн. наук, проф. Н. Н. ДРУЖИНИН, кандидат техн. наук А. Г. МИРЕР и инж. Э. Ф. СИЛАЕВ  
Москва

Удовлетворение современным требованиям к качеству листа, получаемого путем прокатки на непрерывных станах, невозможно без применения систем автоматического регулирования толщины и натяжений полосы.

Многоклетевой непрерывный стан представляет собой сложную систему, для которой, наряду с несколькими регулируемыми величинами, характерно также наличие многих управляющих воздействий.

Эффект, возникающий от приложения того или иного управляющего воздействия, оказывается неодинаковым вследствие различных передаточных свойств системы стана для отдельных ее входов.

Большая сложность внутренних взаимосвязей в системе непрерывного стана, определяемая особенностями процесса пластической деформации металла в сочетании с упругими свойствами прокатных клетей и характеристиками системы электропривода, явлением транспортного запаздывания и рядом других факторов, не дает возможности без применения математического анализа предугадать эффект, обусловленный различными управляющими воздействиями.

Правильный выбор управляющих воздействий может быть осуществлен только на основе экспериментально подтвержденной теории, дающей достаточно точное количественное описание объекта регулирования [Л. 1—5].

Математическая модель непрерывного стана позволяет аналитически найти выражения для передаточных функций по любому управляющему воздействию [Л. 3]. На основе этих данных и требований, предъявляемых к системе регулирования последняя может быть синтезирована с учетом технологических и конструктивных ограничений как самих управляющих воздействий, так и других параметров системы стана.

Однако конкретное решение задачи в столь общей постановке чрезвычайно сложно. Поэтому при выборе способов регулирования первоочередной задачей является определение передаточных коэффициентов системы непрерывного стана, на основании которых можно оценить эффект от того или иного воздействия в установившемся режиме.

В настоящей статье излагается методика расчета передаточных коэффициентов на примере пятиклетевого стана холодной прокатки и на основе полученных данных проводится сравнительная оценка различных способов регулирования тол-

щины полосы в непрерывных станах холодной прокатки.

На рис. 1,а схематически изображен пятиклетевой непрерывный стан.

Структура системы (рис. 1,б и в) соответствует установившемуся режиму работы, при котором толщина и скорость полосы одинаковы на выходе из предыдущей клетки и на входе в последующую клетку.

Исходные параметры режима прокатки приведены в табл. 1.

Для установившегося режима работы стана с «фиксированной» скоростью прокатки система уравнений статики в приращении величин  $i$ -й клетки представлена в табл. 2.

Эта система из трех уравнений получена в результате преобразования исходных уравнений, приведенных в [Л. 3], которые описывают процесс прокатки в клетке стана.

Таблица 1  
Данные режима прокатки жести с 2,2 до 0,28 мм в пятиклетевом стане 1200

Параметр	Клеть стана				
	1	2	3	4	5
$H_{(i-1)0}$ , мм	2,2	1,69	0,9	0,55	0,35
$H_{i0}$ , мм	1,69	0,9	0,55	0,35	0,28
$T_{(i-1,i)0}$ , кг	2000	18000	10000	8000	4500
$T_{(i,i+1)0}$ , кг	18000	10000	8000	4500	2500
	0,3315	0,6225	1,018	1,60	2,00
$v_{i0}$ , м/сек	0,2484	4,67	7,64	12,00	15,00
$\Phi_i$	0,65	0,95	0,9	0,8	0,8
$k_{2i}$	0,6	0,38	0,3	0,24	0,2
$k_{3тер}$ , мм/кг	$0,65 \cdot 10^{-5}$	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$0,82 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-5}$	$3,9 \cdot 10^{-5}$
$k'_{3тер}$ , мм/кг	$0,45 \cdot 10^{-5}$	$0,9 \cdot 10^{-5}$	$0,65 \cdot 10^{-5}$	$0,9 \cdot 10^{-5}$	$2,3 \cdot 10^{-5}$
$k_{4i}$ , кг·мм/мм	$10 \cdot 10^6$	$13 \cdot 10^6$	$17 \cdot 10^6$	$20 \cdot 10^6$	$22 \cdot 10^6$
$k_{5i}$ , кг·мм/мм	$11 \cdot 10^6$	$14 \cdot 10^6$	$19 \cdot 10^6$	$22 \cdot 10^6$	$24 \cdot 10^6$
$b_i$ , 1/кг	$0,5 \cdot 10^{-5}$	$0,7 \cdot 10^{-5}$	$0,9 \cdot 10^{-5}$	$0,9 \cdot 10^{-5}$	$1 \cdot 10^{-5}$
$n_{i0}$ , об/мин	14,2	23,6	32,5	42,7	54
$j_i$	10,5	177	244	320	404
$\frac{C_{ei} C_{mi}}{T_{pi}}$ , кг·м/об·мин	1	1	0,87	0,725	0,725
	$1,17 \cdot 10^6$	$0,924 \cdot 10^6$	$0,418 \cdot 10^6$	$0,33 \cdot 10^6$	$0,28 \cdot 10^6$

\* В числителе указаны данные, относящиеся к скорости прокатки  $v_{30}=2$  м/сек, в знаменателе — при  $v_{30}=15$  м/сек.

Таблица 2

$h_{i-1}$	$\Delta T_{i-1,i}$	$\Delta v_{i-1}$	$\Delta U_i$	$\Delta d_{pi}$	$h_i$	$\Delta T_{i,i+1}$	$\Delta v_i$
$a_{11}$	$a_{12}$	0	0	$a_{15}$	$a_{16}$	$a_{17}$	0
$a_{21}$	0	$a_{23}$	0	0	$a_{26}$	0	$a_{28}$
$a_{31}$	$a_{32}$	$a_{33}$	$a_{34}$	0	$a_{36}$	$a_{37}$	0

Коэффициенты табл. 2 определяются по формулам<sup>1</sup>:

<sup>1</sup> Здесь и далее обозначения соответствуют принятым в [Л. 3].

$$\left. \begin{aligned}
 a_{11} &= \Phi_i \frac{H_{i0}}{H_{(i-1)0}}; \quad a_{12} = -k_{3i}; \quad a_{15} = k_{2i}; \\
 a_{16} &= -1; \\
 a_{17} &= -k'_{3i}; \quad a_{21} = -\frac{v_{i0}}{H_{(i-1)0}}; \\
 a_{23} &= -\frac{H_{(i-1)0}}{H_{i0}}; \\
 a_{26} &= -\frac{v_{i0}}{H_{i0}}; \quad a_{28} = 1; \\
 a_{31} &= -a_{21} + \frac{v_{i0}}{n_{i0}} \frac{k_{4i}}{j_i} K_{6i}; \\
 a_{32} &= b_i v_{i0} + \frac{v_{(i-1)0}}{n_{i0}} \frac{D_i}{2j_i} K_{6i}; \quad a_{33} = -a_{23}; \\
 a_{34} &= -\frac{v_{i0}}{n_{i0}} K_{6i}; \quad a_{36} = -a_{26} - \frac{v_{i0}}{n_{i0}} \frac{k_{5i}}{j_i} K_{6i}; \\
 a_{37} &= -b_i v_{i0} - \frac{v_{i0}}{n_{i0}} \frac{D_i}{2j_i} K_{6i}.
 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Для одноклеточного стана в качестве входных воздействий могут быть приняты: изменения переднего ( $\Delta T_{1M}$ ) и заднего ( $\Delta T_{01}$ ) натяжений, входной толщины полосы ( $h_0$ ), положения ( $\Delta d_{p1}$ ) нажимных

винтов отдельных клеток (табл. 2) в следующем виде<sup>2</sup>:

$$AX = BY, \quad (2)$$

где  $X$  — матрица-столбец входных величин ( $h_0, \Delta T_{01}, \Delta U_1, \Delta d_{p1}, \Delta U_2, \Delta d_{p2}, \Delta U_3, \Delta d_{p3}, \Delta U_4, \Delta d_{p4}, \Delta U_5, \Delta d_{p5}, \Delta T_{5M}$ );

$Y$  — матрица-столбец выходных величин ( $\Delta v_0, \Delta v_1, \Delta v_2, \Delta v_3, \Delta v_4, \Delta v_5, h_1, h_2, h_3, h_4, h_5, \Delta T_{12}, \Delta T_{23}, \Delta T_{34}, \Delta T_{45}$ );

$A$  и  $B$  — матрицы, составленные из коэффициентов табл. 2.

Из уравнения (2) находим (рис. 1, в):

$$B^{-1}AX = KX = Y, \quad (3)$$

где  $B^{-1}A = K$  — матрица передаточных коэффициентов пятиклеточного стана.

В результате расчета, выполненного на цифровой вычислительной машине «Урал-2», были получены значения 195 передаточных коэффициентов, образующих матрицу  $K$ .

Указанные передаточные коэффициенты были вычислены для различных скоростей прокатки при

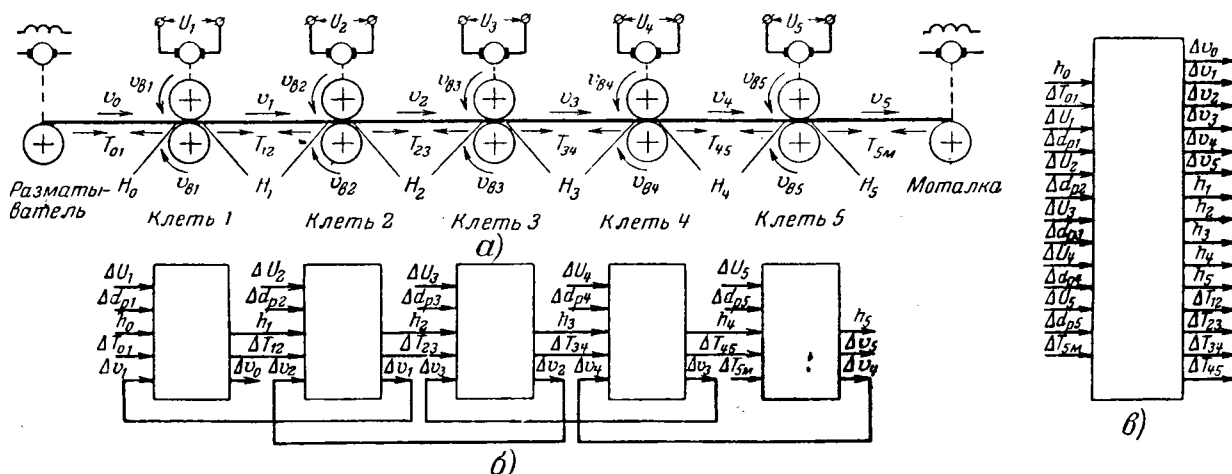


Рис. 1. Технологическая схема и структуры системы пятиклеточного непрерывного стана (для установившегося режима).

винтов клетки, напряжения на одном из входов системы главного привода клетки ( $\Delta U_1$ ). Выходными величинами будут: приращения выходной толщины полосы ( $h_1$ ) и скорости полосы  $\Delta v_0$  и  $\Delta v_1$ .

Структура системы пятиклеточного стана может быть составлена из структур отдельных клеток (рис. 1, б).

При помощи структурных схем наглядно раскрываются взаимосвязи, имеющие место между системами отдельных клеток многоклеточного стана. При этом зависимости между выходными величинами и входными воздействиями могут быть установлены путем структурных преобразований аналогично тому, как это было выполнено для двухклеточного стана в [Л. 3].

Для нахождения передаточных коэффициентов системы пятиклеточного стана представим его матричное уравнение статики, составленное из урав-

прочих одинаковых условий, т. е. для той же программы обжатий и при тех же значениях «технологических» коэффициентов<sup>3</sup>.

Из 13 входных воздействий (матрица-столбец  $X$ ), за исключением изменения толщины подката  $h_0$ , все остальные воздействия могут рассматриваться как управляющие.

Однако если учесть, что прокатка полосы в многоклеточном непрерывном стане обычно происходит при неизменных заднем натяжении первой клетки и переднем натяжении последней клетки (поддер-

<sup>2</sup> В уравнении (2) в качестве положительных значений приращений величин  $\Delta U_i$  и  $\Delta d_{pi}$  ( $i=1, 2, \dots, 5$ ) приняты соответственно увеличение напряжения на якоре прокатного двигателя и подъем нажимных винтов.

<sup>3</sup> В реальных условиях «технологические» коэффициенты несколько зависят от скорости прокатки, в частности от изменения коэффициента внешнего трения в зоне деформации. При расчете приняты средние значения коэффициентов.

живаемых постоянными при помощи регуляторов натяжения моталки и разматывателя), то основной интерес с точки зрения регулирования межклетевых натяжений и толщины полосы представляют воздействия  $\Delta U_i$  и  $\Delta d_{pi}$  ( $i=1, \dots, 5$ ). Графики зависимости передаточных коэффициентов по этим воздействиям от скорости прокатки приведены в табл. 3 и 4.

В этих же таблицах даны диаграммы распределения межклетевых натяжений и толщины полосы в установившемся режиме после приложения воздействий в виде увеличения напряжения на якорях прокатных двигателей или подъема нажимных винтов отдельных клеток, построенные для скорости прокатки, равной 15 м/сек. Пунктирными линиями на диаграммах изображены относительные значения изменения натяжений и толщины.

Графики и диаграммы табл. 3 и 4 дают наглядное представление о передаточных свойствах системы непрерывного стана и хорошо согласуются с теоретическими и экспериментальными результатами, полученными ранее [Л. 1, 2, 4 и 6].

Ниже анализируется эффект, обусловленный управляющими воздействиями.

**Изменение напряжения на якорях двигателей главных приводов клеток стана.** При воздействии на напряжение якоря ( $\Delta U_i$ ) прокатного двигателя изменяются в основном переднее и заднее натяжения данной ( $i$ -й) клетки.

Подъем напряжения вызывает увеличение заднего и уменьшение переднего натяжений<sup>4</sup>. Изменения натяжений на остальных межклетевых участках значительно меньше по абсолютной величине и быстро уменьшаются от клетки к клетке (на некоторых графиках табл. 3 изменения различных натяжений даны в различных масштабах). При этом изменение переднего натяжения распространяется с тем же знаком по направлению прокатки, в то время как изменение заднего натяжения — с переменным знаком от клетки к клетке против направления прокатки, если скорость прокатки достаточно велика (в данном случае при  $v_s \geq 7$  м/сек). При малой скорости прокатки изменение заднего натяжения распространяется с тем же знаком. Однако в обоих случаях изменение натяжения затухает настолько быстро, что этим явлением обычно можно пренебречь.

Передаточные коэффициенты  $\frac{\Delta T_{i, i+1}}{\Delta U_i}$  и  $\frac{\Delta T_{i-1, i}}{\Delta U_i}$

не остаются постоянными при изменении скорости прокатки; эффективность воздействия на напряжение якоря двигателя уменьшается с ростом скорости прокатки в полном соответствии с теорией и экспериментом [Л. 1, 2, 4]. Основное влияние на изменение выходной толщины оказывают воздействия на напряжения якорей двигателей пятой и первой клеток. Для остальных клеток влияние этих воздействий на отклонение толщины в рассматриваемом случае уменьшается в следующем порядке: вторая, четвертая и, наконец, третья клетка. Как известно, в установившемся режиме прокатки имеет место постоянство секундного объема ме-

<sup>4</sup> За исключением заднего натяжения первой и переднего натяжения пятой клеток, сохраняемых неизменными.

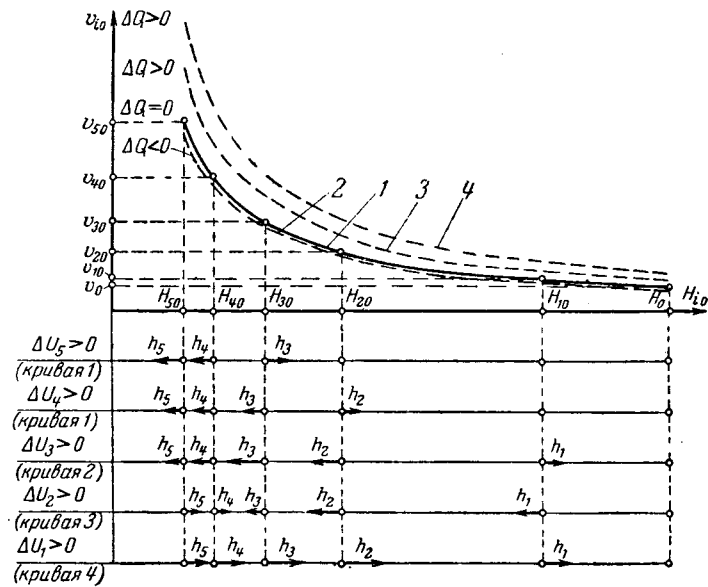


Рис. 2. Диаграмма связи толщины и скорости полосы в каждой клетке стана для установившегося режима.

талла  $Q$ , проходящего через любое сечение непрерывного стана. Если пренебречь уширением полосы, то это условие запишется в виде

$$\frac{Q}{B} = H_i v_i = \text{const} \quad (i = 1, 2, \dots, 5), \quad (4)$$

где  $B$  — ширина полосы.

Согласно выражению (4) зависимость  $v_{i0}$  от  $H_{i0}$ , соответствующая установившемуся режиму прокатки представлена кривой 1 на рис. 2.

В ряде случаев оказывается удобным ввести в систему линеаризованных уравнений непрерывного стана в качестве одной из переменных относительное изменение секундного объема металла [Л. 6]:

$$x = \frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{h_i}{H_{i0}} + \frac{\Delta v_i}{v_{i0}}.$$

Если исключить все переменные, кроме  $x$ , приращений межклетевых натяжений и возмущающих воздействий, то для пятиклеточного стана получим систему уравнений следующего вида:

$$\left. \begin{aligned} x + d_{12}\Delta T_{12} &= b_{11}\Delta U_1 + b_{16}\Delta d_{p1} + \\ &\quad + b_{111}h_0 + b_{112}\Delta T_{01}; \\ x + d_{22}\Delta T_{12} + d_{23}\Delta T_{23} &= b_{22}\Delta U_2 + b_{26}\Delta d_{p1} + \\ &\quad + b_{27}\Delta d_{p2} + b_{211}h_0 + b_{212}\Delta T_{01}; \\ x + d_{32}\Delta T_{12} + d_{33}\Delta T_{23} + d_{34}\Delta T_{34} &= \\ &= b_{33}\Delta U_3 + b_{36}\Delta d_{p1} + b_{37}\Delta d_{p2} + b_{38}\Delta d_{p3} + \\ &\quad + b_{311}h_0 + b_{312}\Delta T_{01}; \\ x + d_{42}\Delta T_{12} + d_{43}\Delta T_{23} + d_{44}\Delta T_{34} + \\ &\quad + d_{45}\Delta T_{45} &= b_{44}\Delta U_4 + b_{46}\Delta d_{p1} + \\ &\quad + b_{47}\Delta d_{p2} + b_{48}\Delta d_{p3} + \\ &\quad + b_{49}\Delta d_{p4} + b_{411}h_0 + b_{412}\Delta T_{01}; \\ x + d_{52}\Delta T_{12} + d_{53}\Delta T_{23} + d_{54}\Delta T_{34} + \\ &\quad + d_{55}\Delta T_{45} &= b_{55}\Delta U_5 + b_{56}\Delta d_{p1} + \\ &\quad + b_{57}\Delta d_{p2} + b_{58}\Delta d_{p3} + b_{59}\Delta d_{p4} + b_{510}\Delta d_{p5} + \\ &\quad + b_{511}h_0 + b_{512}\Delta T_{01} + b_{513}\Delta T_{5M}, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Таблица 3

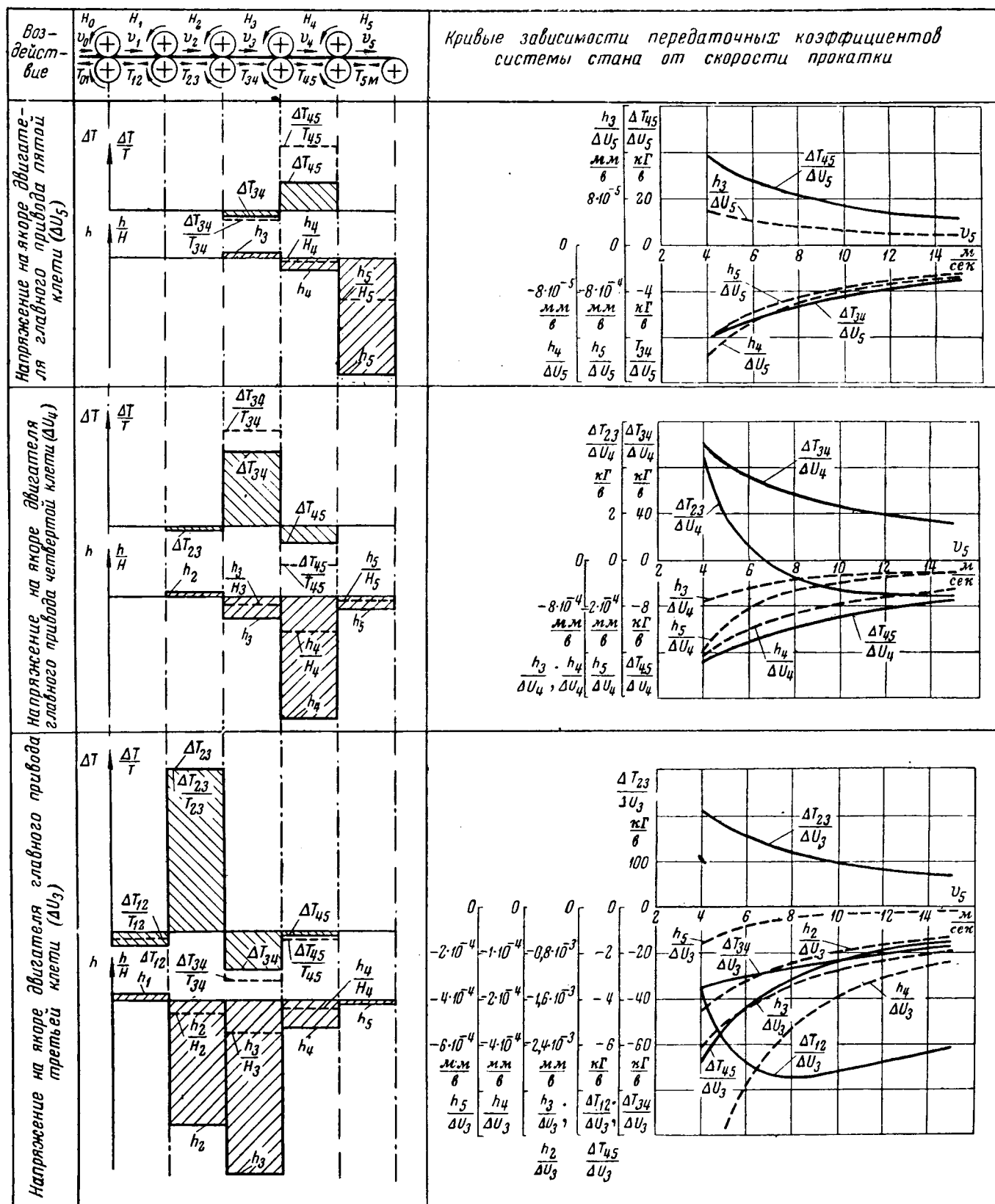
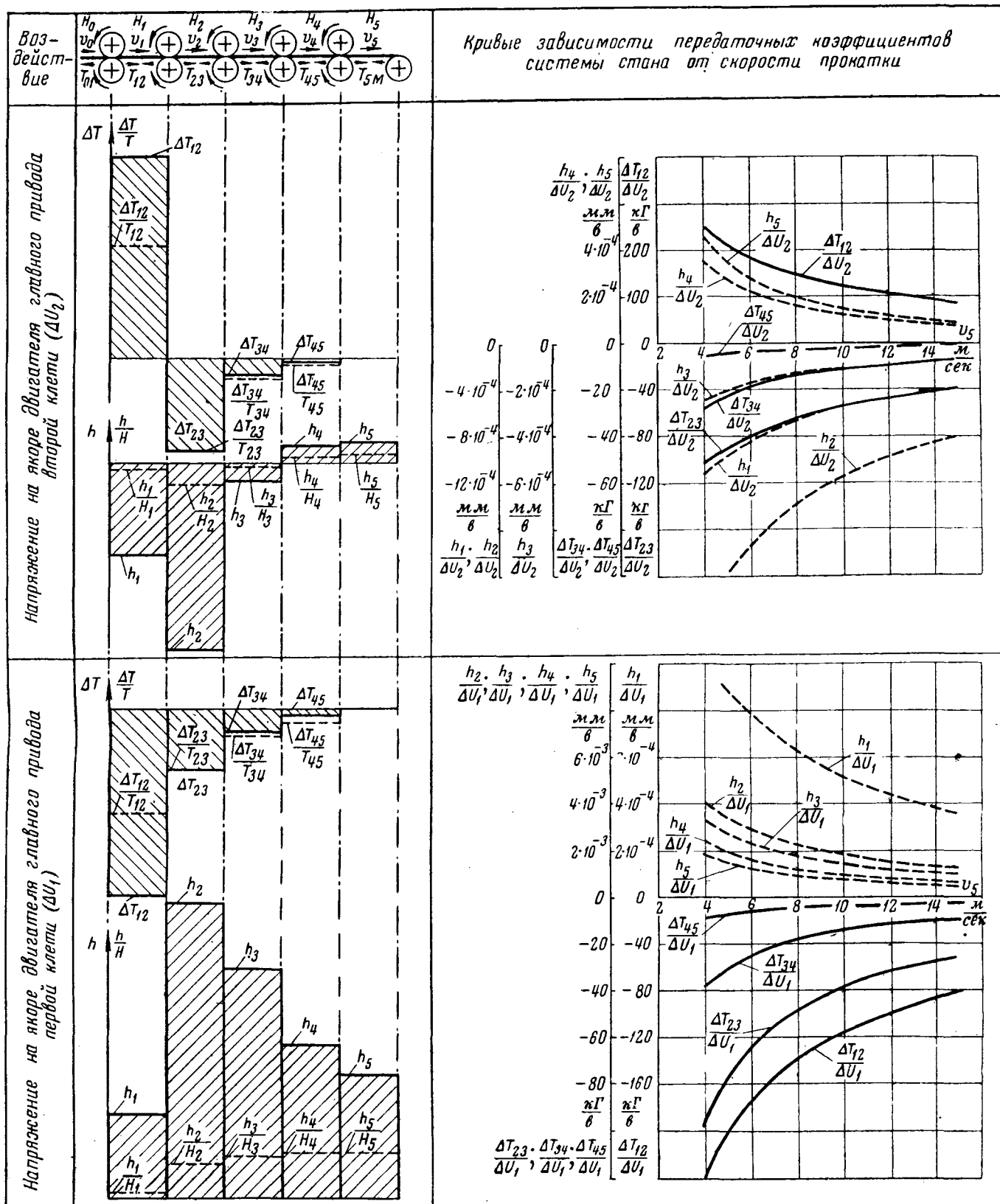




Таблица 3 (окончание)



где  $b_{ij}$  и  $d_{ij}$  — коэффициенты, выраженные через параметры процесса прокатки табл. 1.

Каждое возмущающее воздействие вызывает по окончании переходного процесса изменение секундного объема металла, проходящего через стан. В частном случае это изменение может быть равным нулю. Величина и знак изменения секундного объема определяются типом воздействия и передаточными свойствами системы стана.

Рассмотрение процессов в непрерывном стане с позиций изменения секундного объема металла в ряде случаев оказывается полезным при оценке эффекта того или иного воздействия.

**Подъем напряжения на якоре двигателя главного привода пятой клетки.** Подъем напряжения  $\Delta U_5$  влечет за собой увеличение межклетевого натяжения  $\Delta T_{45}$  (табл. 3). Секундный объем металла  $Q$  практически остается постоянным. Это объясняется тем, что первые четыре клетки стана, рассматриваемые совместно, находятся в критическом режиме [Л. 5], при котором изменение переднего натяжения  $\Delta T_{45}$  (по отношению к клетям 1—4) не приводит к изменению секундного объема металла ( $\Delta Q \approx 0$ ), что может быть установлено, например, путем решения системы уравнений (5).

Из условия

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{h_5}{H_{50}} + \frac{\Delta v_5}{v_{50}} \approx 0$$

получаем:

$$h_5 \approx - \frac{H_{50}}{v_{50}} \Delta v_5. \quad (6)$$

Отсюда следует, что:

а) регулирование выходной толщины полосы  $H_5$  возможно осуществлять воздействием на скорость вращения главного привода пятой клетки<sup>5</sup>;

б) коэффициент  $\frac{h_5}{\Delta U_5}$  изменяется обратно пропорционально скорости прокатки.

С этим обстоятельством связан также нелинейный характер зависимости передаточного коэффициента  $\frac{h_5}{\Delta U_5}$  от скорости прокатки (табл. 3).

При изменении напряжения на якоре двигателя пятой клетки происходит изменение толщины полосы также и в других клетях (табл. 3). Однако, поскольку  $\Delta Q \approx 0$ , изменения толщины и скорости полосы в любой клетке связаны зависимостью, изображенной в виде кривой 1 на рис. 2.

**Подъем напряжения на якоре двигателя главного привода четвертой клетки.** В рассматриваемом случае первые три клетки стана также находятся практически в критическом режиме: изменение натяжения  $\Delta T_{34}$  не меняет секундного объема металла в этих клетях. С увеличением скорости  $\Delta v_4$  при подъеме напряжения  $\Delta U_4$  происходит уменьшение толщины  $h_4$  в соответствии с выражением

$$h_4 \approx - \frac{H_{40}}{v_{40}} \Delta v_4. \quad (7)$$

Однако эти изменения не влекут за собой существенного увеличения выходной скорости полосы  $v_5$ , вследствие чего изменение толщины  $h_5$  оказывается гораздо меньшим аналогичного изменения при подъеме напряжения  $\Delta U_5$  (табл. 3).

Как и в предыдущем случае, изменения толщины  $H_i$  при изменении скорости полосы  $v_i$  будут происходить в соответствии с кривой 1 на рис. 2.

**Подъем напряжения на якоре двигателя главного привода третьей клетки.** В этом случае при принятых условиях прокатки режим двух первых клеток несколько отличается от критического. В диапазоне скоростей прокатки от 4 до 15 м/сек, соответствующие кривые для которого приведены в табл. 3, выполняются докритические условия, когда с изменением натяжения  $\Delta T_{23}$ , хотя и незначительно, но секунднй объем металла все же уменьшается. Так как  $\Delta Q < 0$ , то изменения толщины  $H_i$  при изменении скорости полосы  $v_i$  будут происходить в соответствии с кривой 2 (рис. 2)<sup>6</sup>.

По мере уменьшения скорости прокатки две первые клетки приближаются к критическому режиму и достигают его при некотором определенном значении скорости прокатки (в данном случае при  $v_{50} \approx 3$  м/сек). При дальнейшем уменьшении скорости клетки переходят в сверхкритический режим (секундный объем увеличивается с ростом напряжения  $\Delta U_3$ ). В этом случае кривая 2 на рис. 2 будет располагаться выше кривой 1.

Как уже отмечалось, для рассматриваемых условий воздействие  $\Delta U_3$  по сравнению с другими ( $\Delta U_5$ ,  $\Delta U_4$ ,  $\Delta U_2$ ,  $\Delta U_1$ ) в наименьшей мере оказывает влияние на отклонение выходной толщины полосы  $h_5$ .

**Подъем напряжения на якоре двигателя главного привода второй клетки.** Этот случай отличается от рассмотренных выше тем, что изменение натяжения  $\Delta T_{12}$  при регулировании  $\Delta U_2$  вызывает увеличение секундного объема металла. Это означает, что для первой клетки стана при принятых значениях технологических коэффициентов сверхкритические условия выполняются во всем диапазоне скоростей прокатки. Если учесть, что выходная скорость полосы в этом режиме изменяется незначительно ( $\Delta v_5 \approx 0$ ), то отклонение выходной толщины будет приблизительно пропорционально приращению секундного объема металла:

$$h_5 \approx \frac{H_{50}}{Q_0} \Delta Q. \quad (8)$$

Так как  $\Delta Q > 0$ , то изменения толщины  $H_i$  при изменении скорости полосы  $v_i$  будут происходить в соответствии с кривой 3 (рис. 2).

**Подъем напряжения на якоре двигателя главного привода первой клетки.** В этом режиме секунднй объем металла, поступающего в первую клетку стана, увеличивается, причем в большей ме-

<sup>5</sup> Отношение  $\frac{\Delta h_5}{h_{50}}$  можно считать равным  $\frac{\Delta v_5}{v_{50}}$  с точностью до изменения опережения металла в пятой клетке.

<sup>6</sup> Кривая 2 (рис. 2) соответствует определенному значению  $\Delta U_3 > 0$ , каждому другому значению  $\Delta U_3$  соответствует своя кривая 2, расположенная тем ниже кривой 1, чем больше величина  $\Delta U_3$ .

ре, чем в предыдущем случае, поскольку при воздействии на первую клеть изменение толщины и скорости полосы происходит с одним знаком, в то время как при воздействии на любую из последующих клеток — с разным знаком. Поэтому изменения толщины  $H_i$  при изменении скорости полосы  $v_i$  будут происходить в соответствии с кривой 4. Очевидно, что при  $\Delta U_1 = \Delta U_2$  эта кривая будет расположена над кривой 3 (рис. 2).

Так как в данном случае  $\Delta v_5$  меняется незначительно, то отклонение  $h_5$  будет изменяться приблизительно пропорционально  $\Delta Q$ .

**Изменение положения нажимных винтов клеток стана.** Графики зависимости передаточных коэффициентов от скорости прокатки, а также диаграммы распределения межклетевых натяжений и толщины полосы в установившемся режиме после приложения воздействия в виде подъема нажимных винтов для скорости прокатки, равной 15 м/сек, приведены в табл. 4.

Из анализа данных табл. 4 следует, что воздействия на нажимные винты клеток 2—5 стана вызывают значительное изменение заднего (по отношению к данной клетке) натяжения. Другие натяжения и выходная толщина полосы меняются в гораздо меньшей степени. Благодаря этому перемещение нажимных винтов отдельных клеток можно использовать для автономного регулирования межклетевых натяжений.

Характерной особенностью этого способа воздействия является то, что передаточные коэффициенты  $\frac{\Delta T_{i-1,i}}{\Delta d_{pi}}$  в рассматриваемом диапазоне скоростей практически не зависят от скорости прокатки (табл. 4).

**Перемещение нажимных винтов пятой клетки.** Подъем нажимных винтов вызывает тенденцию к увеличению толщины полосы на выходе из клетки и, следовательно, к росту скорости входа металла в валки пятой клетки. Это приводит к росту заднего натяжения ( $T_{45}$ ), в результате чего толщина  $H_5$  стремится уменьшиться. Суммарный эффект, обусловленный действием этих факторов, приводит к тому, что толщина полосы на выходе из пятой клетки почти не изменяется.

К аналогичному результату приводит анализ процесса с позиций изменения секундного объема металла. Как следует из предыдущего, воздействие на нажимные винты пятой клетки практически не приводит к изменению секундного объема, проходящего через стан, поскольку четыре предыдущие клетки, рассматриваемые совместно, находятся в режиме, близком к критическому. С другой стороны, перемещение нажимных винтов не может вызвать существенного изменения скорости выхода металла из пятой клетки<sup>7</sup>, и следовательно, толщины полосы.

Поскольку перемещение нажимных винтов второй, третьей и четвертой клеток также не вызывает в рассматриваемом диапазоне скоростей значитель-

ного изменения секундного объема металла и скорости  $v_5$ , выходная толщина  $H_5$  при этих воздействиях изменяется незначительно (табл. 4).

**Перемещение нажимных винтов первой клетки** происходит при постоянстве заднего по отношению к этой клетке натяжения и связано с изменением секундного объема металла, поступающего в первую клетку, который возрастает при подъеме верхнего вала.

Поскольку при этом скорость полосы на выходе стана практически не меняется, относительное приращение выходной толщины приблизительно равно относительному приращению секундного объема металла.

Проведенное рассмотрение передаточных свойств системы непрерывного стана холодной прокатки показывает, что для управления выходной толщиной полосы и межклетевыми натяжениями могут быть использованы различные воздействия.

Общепринятым является применение двух независимых систем регулирования толщины полосы: «грубой», в задачу которой входит поддержание постоянства толщины полосы после первой клетки стана путем воздействия на нажимные винты этой клетки, и «тонкой», обеспечивающей регулирование толщины полосы на выходе стана в функции отклонения толщины за последней клетью.

Известен ряд вариантов систем «тонкого» регулирования толщины полосы, отличающихся используемыми управляющими воздействиями.

В простейшей системе «тонкого» регулирования толщины полосы используется воздействие на натяжение якоря приводного двигателя последней клетки. Такой способ регулирования, как видно из данных, приведенных в табл. 3, связан со значительным изменением натяжения.

Диапазон изменения натяжения  $T_{45}$  можно существенно уменьшить, если ввести дополнительное воздействие на перемещение нажимных винтов пятой клетки в функции отклонения натяжения  $T_{45}$  (этот канал носит название узла «перекалибровки» регулятора толщины).

Диаграммы, приведенные в табл. 3 и 4, позволяют на основе метода суперпозиции наглядно оценить эффект одновременного воздействия по нескольким управляющим сигналам. В данном случае диаграмма распределения изменений толщины и натяжения по клетям стана может быть получена путем суммирования ординат диаграмм для возмущений  $\Delta U_5$  (табл. 3) и  $\Delta d_{p5}$  (табл. 4).

Существуют системы регулирования толщины, использующие более сложные комбинации управляющих воздействий.

Оптимальный вариант выбора управляющих воздействий в системе непрерывного стана определяется свойствами объекта и зависит от ряда условий. Так, например, он может быть неодинаковым для пятиклетевого стана и для четырехклетевого стана, либо для стана с короткой бочкой валков (для нужд метизной промышленности) и для стана с длинной бочкой, выпускающего консервную жести или автомобильный лист. Даже для одного и того же стана оптимальный вариант выбора управляющих воздействий может оказаться различ-

<sup>7</sup> Изменение скорости может произойти только вследствие изменения опережения металла и скорости вращения приводного двигателя клетки из-за изменения момента статической нагрузки на его валу.

Таблица 4

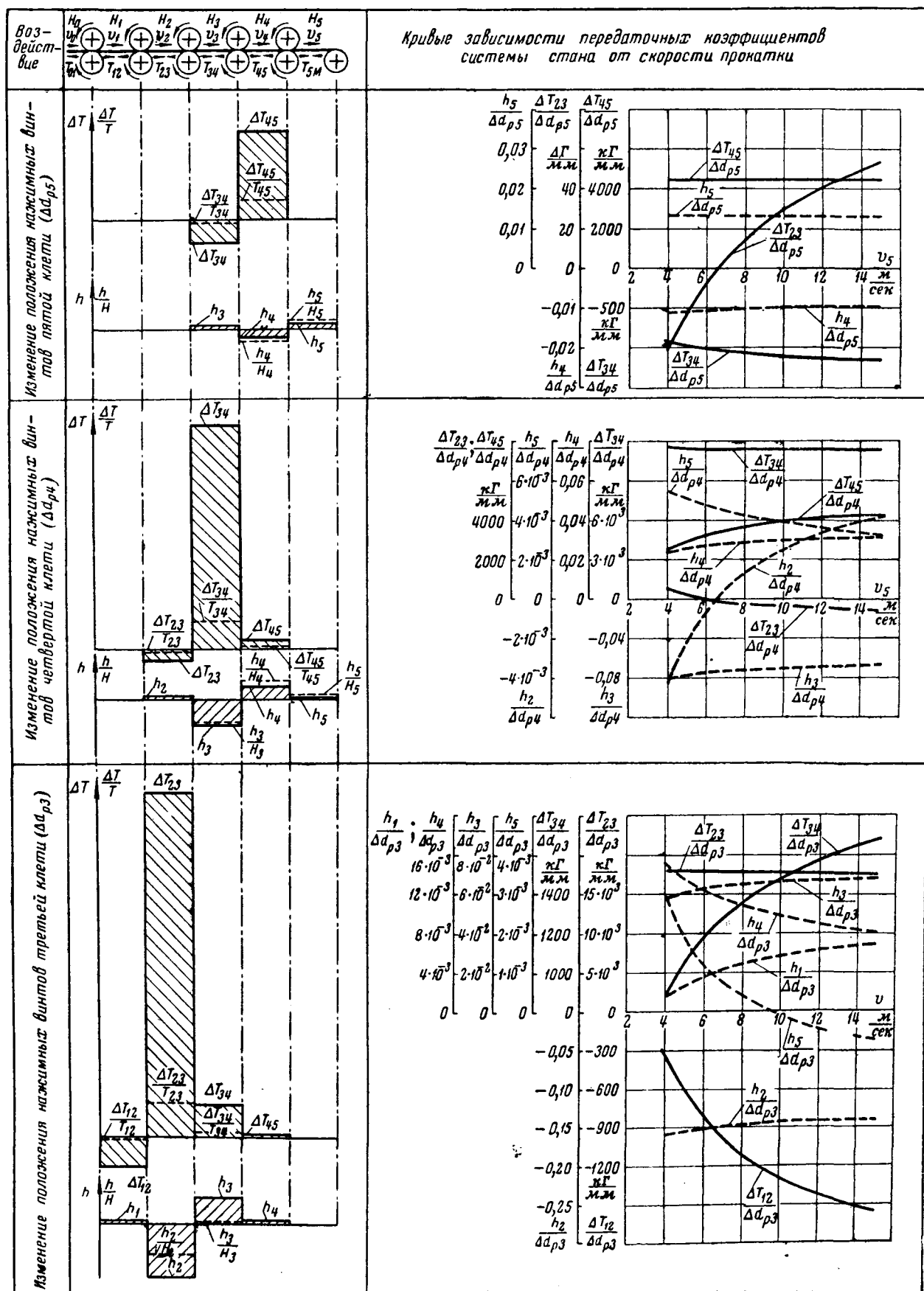
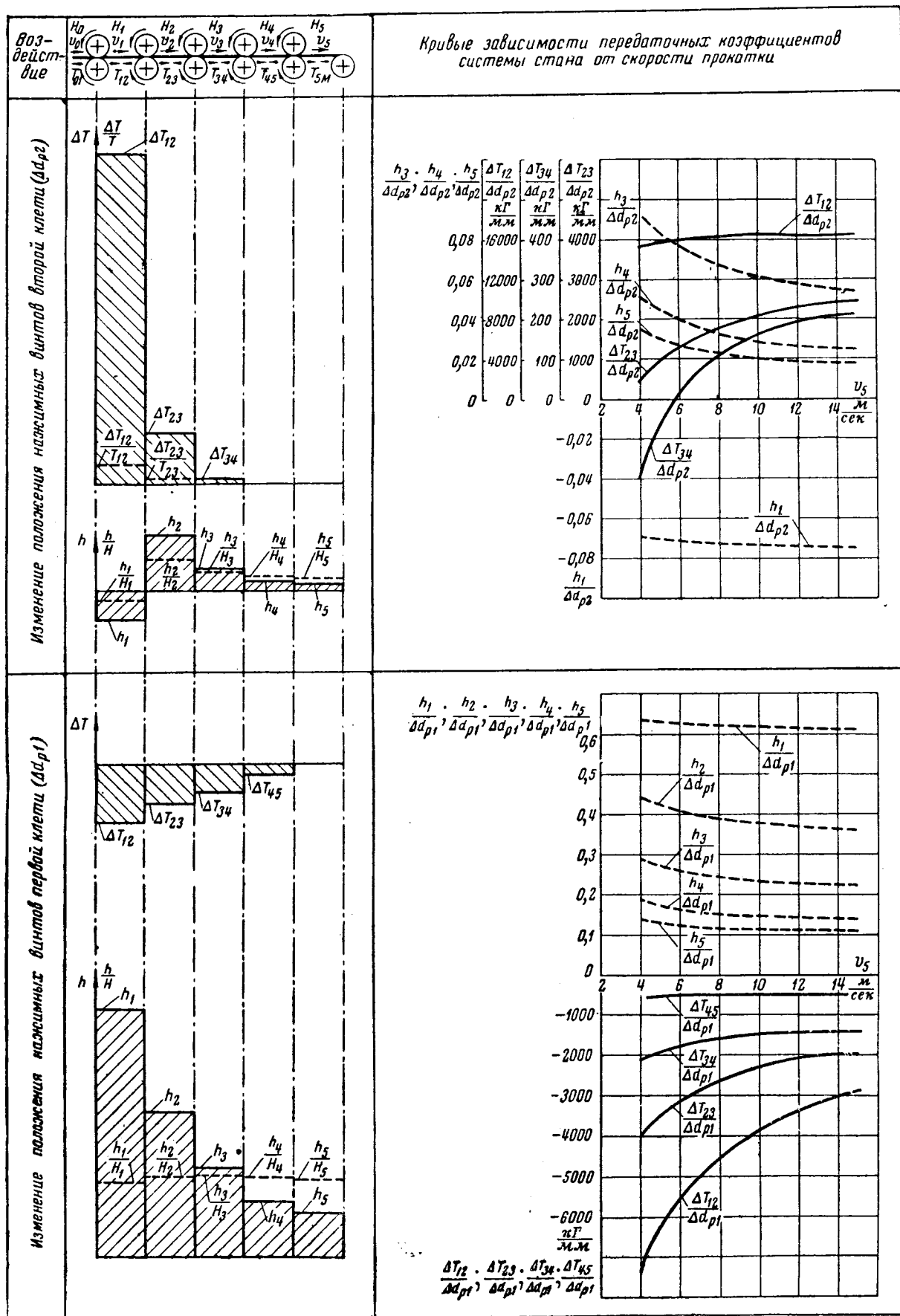


Таблица 4 (окончание)



# Новые полупроводниковые выпрямители для тяговых подстанций метрополитена

А. А. АЛЕКСАШКИН, Е. И. БЫКОВ, Е. А. ЗЕМЛЯНАЯ, Л. Б. КРОТОВ, З. Т. КУРЦИНА, Л. Г. ПОСЕЛЕНОВ,  
А. А. САКОВИЧ и С. Б. ЮДИЦКИЙ

Москва

В условиях работы метрополитена к бесперебойности электроснабжения предъявляются особые требования. Они в первую очередь распространяются на тяговую сеть, так как она во многом определяет возможность строгого соблюдения графика движения поездов. Поскольку надежность работы преобразовательных агрегатов тяговых подстанций в этом отношении имеет первостепенное значение, в электросистеме метрополитена внедряются новые выпрямительные установки, позволяющие достигнуть большей четкости действия устройств и схем. Немаловажную роль для такого энергоемкого транспортного предприятия, как метрополитен, играет также экономичность преобразовательных установок.

Указанные факторы определяют пути развития преобразовательной техники метрополитена. На смену многоанодным насосным ртутным выпрямителям пришли сначала одноанодные выпрямители типа РМНВ. В течение последнего десятилетия широкое распространение получили запаянные ртутные выпрямители, имеющие более высокий уровень надежности по сравнению с насосными. Достижения в области получения сверхчистых материалов способствовали широкому развитию в последние годы полупроводниковой техники.

Возможность сосредоточить значительную мощность в одном небольшом элементе позволила создать компактные полупроводниковые выпрямительные установки, рассчитанные на большие токи и высокие напряжения.

Преимущества силовых кремниевых выпрямителей по сравнению с другими статическими преобразователями обусловили их применение для целей электрической тяги. Силовые кремниевые

выпрямители имеют высокий к. п. д., надежно работают в широком диапазоне температур, просты в обслуживании и эксплуатации. Их применение позволяет коренным образом улучшить показатели преобразовательных устройств.

Основной технико-экономический эффект достигается за счет повышения надежности электроснабжения, сокращения строительных затрат при сооружении новых подстанций в связи с уменьшением объемов помещений, сокращения обслуживающего персонала, уменьшения потерь электроэнергии и расхода ее на собственные нужды выпрямителя, увеличения срока службы электрооборудования.

Значительное упрощение и удешевление выпрямительных подстанций дает возможность применения воздушного охлаждения выпрямителей, что позволяет отказаться от громоздких водопроводных коммуникаций и от многочисленного оборудования технологического водоснабжения. В этом случае отпадает надобность в сложной аппаратуре контроля температуры охлаждающей воды и ее регулирования в узорегламентированных пределах, так как воздушное охлаждение кремниевых выпрямителей — нерегулируемое.

Большие возможности дает внедрение кремниевых выпрямителей для развития системы распределенного питания тяговой сети с расположением подстанций в непосредственной близости от каждой пассажирской станции. Большая технико-экономическая эффективность связана не только с использованием кремниевых преобразователей на вновь строящихся линиях метрополитена, но и с заменой ртутных выпрямителей кремниевыми на действующих подстанциях. При этом остальные элементы оборудования преобразовательных агре-

ным при прокатке металла, различного по ширине, толщине и твердости.

Изложенная в статье методика определения передаточных коэффициентов, основанная на использовании матричных уравнений стана и структурных преобразований, позволяет получить диаграммы распределения изменений толщины и натяжений полосы по клетям стана при любых условиях и для любой комбинации воздействий.

Эта методика позволила выбрать рациональные комбинации управляющих воздействий для систем регулирования толщины и натяжений полосы, применяемых для непрерывных станов холодной прокатки, изготавливаемых в СССР.

## Литература

1. Дружинин Н. Н., Непрерывные станы, как объект комплексной автоматизации, сб. «Новое в тяжелом машино-

строении», № 7—8, Центральное бюро научно-технической информации, 1958.

2. Дружинин Н. Н., Электропривод, как основной элемент в системе непрерывного стана, «Электричество», 1959, № 9.

3. Дружинин Н. Н. и Силаев Э. Ф., Передаточные функции и матричные структуры непрерывного стана, «Электричество», 1964, № 4.

4. Дружинин Н. Н., Мирер А. Г., Комплексное исследование многодвигательного электропривода пятиклетового стана, «Электропромышленность и приборостроение», 1960, № 20.

5. Hessenberg W. C. F., Jenkins R. B., Effect of screw and speed changes on gauge speed and tension in tandem mills, Proc. Inst. Mec. Eng., 1955, v. 169, № 52.

6. Дружинин Н. Н., Основные закономерности взаимосвязанного изменения величин в непрерывном полосовом стане холодной прокатки и его электроприводе, сб. «Труды ВНИИМЕТМАШ», 1962, № 5.

[2.11.1964]



гатов (тяговые трансформаторы, реакторы, коммутационная аппаратура) сохраняются, а система водяного охлаждения и устройства собственных нужд выпрямителей демонтируются и используются в других установках.

Данные по преобразовательным установкам с кремниевыми и запаянными ртутными выпрямителями приведены в таблице.

Основные данные	Агрегат с выпрямителем ИВС-500×6	Агрегат с кремниевым выпрямителем
Номинальный ток, $a$ . . . . .	2 500	3 000
Длительно допустимый выпрямленный ток, $a$ . . . . .	2 500	5 000
Максимальный выпрямленный ток в течение 10 сек при циклической нагрузке, $a$ . . . . .	5 000	7 000
Номинальное выпрямленное напряжение, $v$ . . . . .	825	825
Тип трансформатора . . . . .	ТМРУ-3500/35	ТМРУ-3500/35
Схема соединения . . . . .	Звезда — две обратных звезды с уравнительным реактором	
Номинальный ток одной вторичной обмотки, $a$ . . . . .	830	830
Фазовое напряжение вторичной обмотки, $v$ . . . . .	770	770
Напряжение короткого замыкания трансформатора, % . . . . .	9	9
Тип вентиля . . . . .	ИВС-500/2	ВК-200/4А

В основу расчета кремниевой преобразовательной установки (рис. 1) были положены следующие принципы:

каждый вентиль ртутного выпрямителя заменяется группой кремниевых вентилях из параллельно включенных ветвей, содержащих последовательно соединенные вентили;

число параллельно включенных ветвей рассчитывается, исходя из максимально возможной нагрузки и максимальной величины тока короткого замыкания, с учетом времени отключения коммутационной аппаратуры;

число последовательно включенных вентилях определяется, исходя из максимальной величины обратного напряжения и номинального рабочего напряжения вентилях ( $U_n$ ); при расчете учитывались возможные отклонения напряжения во внешней питающей сети;

величина перенапряжений ограничивается дополнительными демпфирующими контурами так, чтобы напряжение на каждом вентиле не превосходило допустимого значения.

В установке были применены кремниевые вентили ВК-200/4А на средний (номинальный) ток 200  $a$  при номинальном обратном напряжении 400  $v$  (максимально допустимое напряжение 600  $v$ ).

Предварительно в целях получения данных для расчетов на подстанциях метрополитена были проведены опыты короткого замыкания, включений и отключений в различных режимах выпрямительных агрегатов с ртутными вентилями. Величина тока короткого замыкания (хорошо совпадающая с расчетным значением) составляет 30  $ka$ . Продолжительность короткого замыкания составляла 0,11—

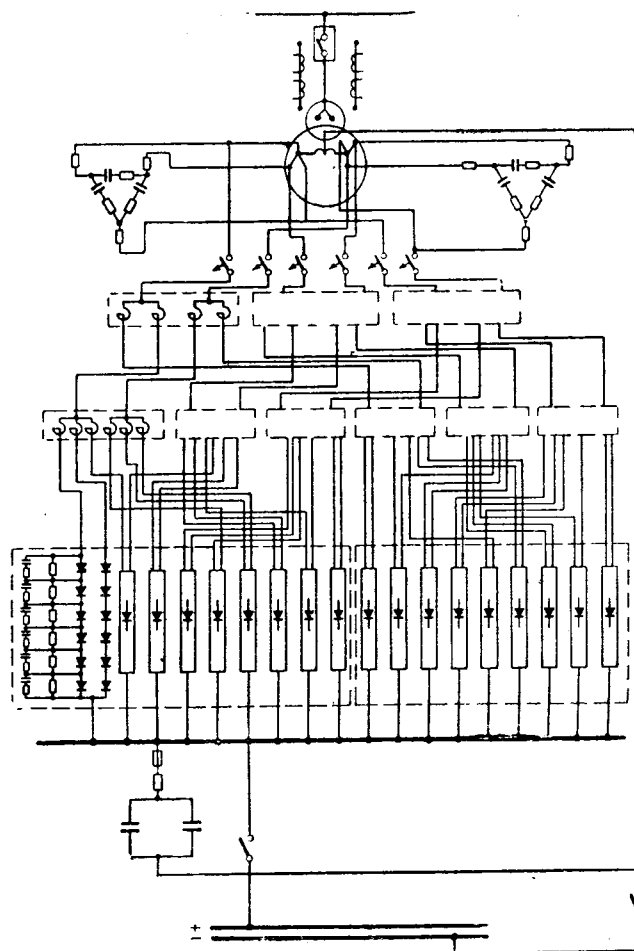


Рис. 1.

0,12 сек (полное время отключения масляного выключателя).

В тех случаях, когда применялись анодные быстродействующие выключатели, это время сокращалось до 30—50  $mсек$ , причем величина тока короткого замыкания в процессе отключения ограничивалась самим выключателем. Поскольку в течение указанного выше времени отключения масляного выключателя вентили типа ВК-200 допускают перегрузку, общее число параллельных ветвей в установке было равно:

$$N = \frac{I_{к. макс} k_d}{I_{вн} \cdot k_{откл}} = \frac{30\,000 \cdot 1,1}{200 \cdot 4,2} = 36, \quad (1)$$

где  $I_{к. макс}$  — величина тока короткого замыкания на стороне выпрямленного тока;

$k_{откл}$  — коэффициент допустимой перегрузки при данном времени отключения;

$k_d$  — коэффициент, учитывающий неравномерное деление тока между параллельными ветвями.

Число параллельных ветвей в одной фазе преобразователя ( $n$ ) равнялось 6.

При выборе числа параллельных групп вентилях необходимо обращать внимание на то, чтобы делители обеспечивали равномерность распределе-

ния токов не только в нормальном режиме, но и при коротком замыкании. Определение параметров делителя производится исходя из прямой вольт-амперной характеристики типового вентиля:

$$(U_{пр})_a = (U_0)_a + R_d I_a = 0,785 + 1 \cdot 10^{-3} v, \quad (2)$$

где  $(U_{пр})_a$  — прямое падение напряжения в вентиле;

$(U_0)_a$  — величина порогового напряжения, которое для вентилях группы А берется равным 0,785 в;

$R_d$  — эквивалентное омическое сопротивление вентиля.

Экспериментально было установлено, что при параллельном включении вентилях серии ВК небаланс нагрузки не превосходит 25%, причем небаланс является в основном следствием изменения величины  $R_d$  в пределах от  $0,7 \cdot 10^{-3}$  до  $1,3 \cdot 10^{-3}$  ом.

Отсюда может быть подсчитана величина небаланса напряжений на двух параллельно включенных ветвях:

$$\Delta U = \frac{p}{2m} [(R_d)_{\max} - (R_d)_{\min}] I_{к. \max}, \quad (3)$$

где  $p$  — число последовательно включенных вентилях.

На основании формулы (3) можно определить эквивалентную индуктивность каждой ветви делителя (при выполнении его в виде трехстержневого реактора)

$$L_d = \frac{2\Delta U}{3 \frac{di}{dt}} = \frac{2}{3} \frac{\Delta U}{[\Delta (I_{к. \max})_в]}, \quad (4)$$

где

$$[\Delta (I_{к. \max})_в] = 0,1 (I_{к. \max})_в.$$

Конструктивно делитель выполнен трехстержневым из трансформаторной стали с сечением каждого жерна в  $22,5 \text{ см}^2$  и числом витков обмотки  $w=6$ .

При длительно-допустимом токе выпрямителя через один элемент будет протекать ток, который можно вычислить по формуле:

$$I_{в. \phi} = k I_{в. н} = \frac{I_{дл}}{N} = \frac{5000}{36} \approx 140 \text{ а.} \quad (5)$$

Отсюда может быть определен коэффициент запаса:

$$k_3 = \frac{I_{в. п}}{I_{в. \phi} k_d} = \frac{200}{140 \cdot 1,1} = 1,3. \quad (6)$$

Следовательно, скорость охлаждающего воздуха в соответствии с кривой, изображенной на рис. 2,

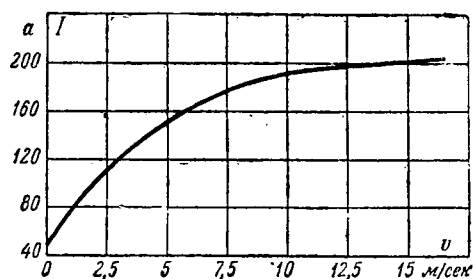


Рис. 2.

может быть уменьшена по отношению к номинальной (10 м/сек) до 5—6 м/сек.

Следовало также проверить, не будет ли механических повреждений вентиля и возникновения на нем электрической дуги при прохождении тока короткого замыкания через одну вентиляльную ветвь. При пропуске через вентили ВК-200 больших импульсов тока было установлено, что вентили остаются невредимыми при пропуске через них тока в 30 ка, а при соответствующем креплении выдерживают импульсы до 50 ка.

Расчет количества последовательно включенных вентилях производится, исходя из максимальной величины обратного напряжения:

$$p = \frac{U_{обр. \max}}{U_{н. в}} = \frac{2050}{400} \approx 6, \quad (7)$$

где  $U_{обр. \max}$  выбирается с учетом возможного повышения питающего напряжения на 10%.

Возможные перенапряжения могут быть классифицированы следующим образом:

перенапряжения, обусловленные включением и выключением агрегата со стороны сети 10 кВ;

перенапряжения, обусловленные отключением тяговой нагрузки быстродействующим выключателем на стороне выпрямленного тока;

перенапряжения, вызываемые прерыванием обратного тока в вентилях.

Перенапряжения со стороны трансформатора возникают как при включении агрегата (за счет проникновения фронта первичного напряжения через междувиточную емкость во вторичную цепь), так и при его отключении. Проведенные испытания подтвердили, что большие перенапряжения возникают при включении и отключении ненагруженного агрегата. Ограничение перенапряжений производится включением демпфирующих RC-цепочек.

При расчете демпфирующей емкости по известным формулам ее величина получается практически неприемлемой. Это является следствием того, что при расчете не учитываются некоторые факторы, например такие, как вольт-амперная характеристика дуги выключателя и т. п. Поэтому была проведена серия экспериментов, во время которых осуществлялось осциллографирование величин перенапряжений. На рис. 3,а представлена осциллограмма вторичного напряжения трансформатора в момент отключения масляного выключателя, а на рис. 3,б аналогичная осциллограмма при включенных демпфирующих емкостях. Из осциллограмм видно, что при наличии демпфирующих емкостей перенапряжение с 4 кВ уменьшается до 2,3—2,5 кВ. Во время опытов последовательно с конденсаторами включались сопротивления, равные 1—4-кратной величине сопротивления нагрузки, а вся цепочка шунтировалась конденсатором 0,01 мФ для пропуска высокочастотных компонент тока.

Для расчета цепи RC на выходе выпрямительной установки воспользуемся следующими соображениями.

Эквивалентная скорость спада электромагнитной энергии, запасенной в трансформаторе, при отключении короткого замыкания в контактной сети определяется, как



$$\frac{di}{dt} = \frac{U_n}{L_p}, \quad (8)$$

где  $U_n$  — величина наибольшего перенапряжения, возникающего на индуктивности  $L_p$  трансформатора в процессе отключения быстродействующим выключателем тока короткого замыкания в контактной сети.

С учетом максимального количества параллельно работающих фаз выпрямительного агрегата при рассматриваемом процессе индуктивность  $L_p$  равна:

$$L_p = \frac{x_{2\tau}}{3\omega} = \frac{2,3U_{d0}^2 e_K}{P_T} 10^{-6}. \quad (9)$$

В наших опытах:  $U_{d0} = 900$  в;  $e_K = 0,09$ ;  $P_T = 2360$  ква.

Следовательно:

$$L_p = \frac{2,3(900)^2 0,09}{2360} 10^{-6} = 0,07 \cdot 10^{-3} \text{ гн.}$$

Наибольшая величина перенапряжений, зафиксированная при опытах, была равна:

$$U_n = 4000 \text{ в;}$$

тогда

$$\frac{di}{dt} = \frac{U_n}{L_p} = \frac{4000}{0,07 \cdot 10^{-3}} = 5,7 \cdot 10^7 \text{ а/сек.}$$

Эквивалентное увеличение времени спада электромагнитной энергии после присоединения конденсатора на выходе выпрямителя для ограничения перенапряжения с  $U_n$  до  $U_{обр.макс}$  равно:

$$\Delta t_a = \frac{I_{отк}}{\frac{di}{dt}} \left( \frac{U_n}{U_{обр.макс}} - 1 \right), \quad (10)$$

где  $I_{отк}$  — величина наибольшего тока уставки быстродействующего выключателя.

Если учесть, что  $U_{обр.макс} = 2050$  в, а  $I_{отк} = 8000$  а, то

$$\Delta t_a = \frac{8000}{5,7 \cdot 10^7} \left( \frac{4000}{2050} - 1 \right) = 0,13 \cdot 10^{-3} \text{ сек.}$$

Заряд  $Q$ , разряжаемый на емкости  $C$ , равен:

$$Q = \frac{I_{отк}}{2} \Delta t_a = \frac{8000}{2} 0,13 \cdot 10^{-3} = 0,52 \text{ а} \cdot \text{сек}, \quad (11)$$

следовательно,

$$C = \frac{Q}{U_{обр.макс}} = \frac{0,52}{2050} 10^6 = 250 \text{ мкф.} \quad (12)$$

Если принять во внимание практически наибольшую индуктивность сети 6—10 кВ, приведенная

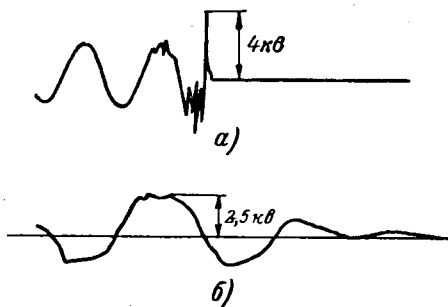


Рис. 3.

величина которой  $L_{р.с}$  составляет примерно  $0,2L_p$ , то  $C = 300$  мкф.

Испытания и результаты эксплуатации выпрямительных установок при  $C = 300$  мкф подтверждают правильность результатов расчета и принятых допущений.

Последовательно с конденсатором включается сопротивление  $R = 2,5$  ом с целью ограничения толчка тока при включении и для гашения колебательных процессов. Мощность, рассеиваемая этим сопротивлением, равна:

$$P = I_{6r}^2 R = \left( \frac{U_{6r}}{z_c} \right)^2 R = \left[ \frac{0,06 U_d}{\sqrt{\left( \frac{10^6}{6\omega C} \right)^2 + R^2}} \right]^2 R = \left[ \frac{0,06 \cdot 825}{\sqrt{\left( \frac{10^6}{6 \cdot 314 \cdot 300} \right)^2 + 2,5^2}} \right]^2 2,5 = 640 \text{ вт}, \quad (13)$$

где  $I_{6r}$ ,  $U_{6r}$  — шестые гармоники тока и напряжения.

В выпрямительных установках используется сопротивление с мощностью рассеяния в 1000 вт, выполненное таким образом, чтобы оно по своей изоляционной прочности надежно выдерживало полное выпрямленное напряжение между выводами в момент включения.

Возможное увеличение  $I_{отк}$  при увеличении тока уставки быстродействующего выключателя не может существенно повлиять на процесс демпфирования перенапряжений, так как выпрямительная установка имеет запас по току в связи с принятыми в расчете допущениями.

Перенапряжения на вентиллях в момент окончания коммутации возникают по двум причинам:

вследствие резкого нарастания обратного напряжения возникают высокочастотные колебания, амплитудное значение которых может иногда превышать амплитуду основной гармоники;

при крутонарастающем обратном напряжении не все последовательно соединенные вентили одновременно восстанавливают свое запорное действие и поэтому в начале процесса все напряжение может быть приложено лишь к одному или небольшому числу вентилей.

Исследования [Л. 1] показали, что даже при отсутствии демпфирования величина амплитуды высших гармоник составляет 1,3—1,7 от начального значения обратного напряжения  $U_{н.п.}$ .

В данном случае

$$U_{н.п.} = \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} U_{2\phi} \sin \gamma, \quad (14)$$

где  $\gamma = \arccos \left( 1 - \frac{I_d \omega L_K}{\sqrt{2} U_{2\phi} \sin \frac{\pi}{m}} \right)$  — угол коммута-

ции.

В нашем примере:

$$\gamma = \arccos \left( 1 - \frac{7000 \cdot 314 \cdot 2 \cdot 0,07 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{2} \cdot 770 \sin \frac{\pi}{3}} \right) =$$

$$= \arccos 0,68 = 47^\circ;$$

$$U_{н.п.} = \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} 770 \cdot 0,73 = 1360 \text{ в.}$$

Таким образом, амплитуда высших гармоник будет равна:

$$(U_{в.г.})_{\max} = 1,7U_{н.в} = 1,7 \cdot 1360 = 2320 \text{ в.} \quad (15)$$

Максимальное допустимое обратное напряжение для ветви из шести последовательно соединенных вентилях ВК-200/4А равно:

$$U_{м.д} = 1,5pkU_{н.в} = 1,5 \cdot 6 \cdot 0,9 \cdot 400 = 3240 \text{ в,}$$

где  $k = 0,9$  — коэффициент, учитывающий снижение допустимого напряжения при последовательном включении вентилях;

$U_{н.в} = 400$  — классификационное напряжение вентиля.

Поскольку  $U_{м.д} > (U_{в.г.})_{\max}$ , то высшие гармоники, вызванные коммутацией, не опасны.

Проверка распределения напряжения по вентилям при нарастании обратного напряжения производится на основе расчета максимальной скорости нарастания напряжения и времени запаздывания восстановления вентиляного действия (наибольшего возможного разброса времени запирающего):

$$\left. \begin{aligned} U_{м.в} &= \frac{dU_{обр}}{dt} \Delta t_2 = \omega_{св} U_{обр} \Delta t_2 \sin \gamma; \\ U_{м.в} &= \frac{1}{\sqrt{L_{д}C}} U_{обр} \Delta t_2 \sin \gamma; \\ U_{м.в} &= \frac{2050 \cdot 10^{-5} \cdot 0,73}{\sqrt{0,14 \cdot 10^{-3} \cdot 300 \cdot 10^{-6}}} = 73 \text{ в.} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

При расчете перенапряжений, вызываемых прерыванием обратного тока, используем известную методику [Л. 2], учитывая только индуктивность делителя.

Емкость конденсатора, шунтируемого вентиль, составляет

$$C_{ш} = \frac{L_{д} I_{обр}^2}{[U_{н.в} - U_{м.в}]^2}, \quad (17)$$

где  $L_{д} = 0,14 \cdot 10^{-3} \text{ гн}$  — индуктивность делителя;

$$[U_{н.в} - U_{м.в}]^2 = [400 - 73]^2 = 10,7 \cdot 10^4.$$

Обратный ток ветви одной из коммутирующих фаз равен:

$$I_{обр} \approx \left| \frac{di}{dt} \right| \Delta t_2 = \frac{U_{обр. \max} \sin \gamma}{L_{км}} \Delta t_2, \quad (18)$$

где  $m$  — количество коммутирующих параллельных ветвей.

Подставив известные величины, получим:

$$I_{обр} = \frac{2050 \cdot 0,73 \cdot 10^{-5}}{0,14 \cdot 10^{-3} \cdot 6} = 18 \text{ а.}$$

Таким образом,

$$C_{ш} = \frac{0,14 \cdot 10^{-3} \cdot 18^2}{10,7 \cdot 10^4} = 0,4 \cdot 10^{-6} = 0,4 \text{ мкф.}$$

В рассматриваемой установке использованы конденсаторы КБГМП (600 в, 0,5 мкф). Последовательно с этим конденсатором должно быть включено сопротивление для демпфирования колебательного процесса

$$R_{д} = \frac{U_{н.в} - U_{м.в}}{k_3 I_{обр}} = \frac{327}{2 \cdot 18} = 9,2 \text{ ом.} \quad (19)$$

Практически оптимальное сопротивление равно 10 ом, и оно обеспечивает целесообразное сниже-

ние скорости восстанавливающегося напряжения. Величина шунтирующего сопротивления

$$R_{ш} = \frac{\alpha U_{н.в}}{\Delta I_{ут}} = \frac{0,075 \cdot 400}{20 \cdot 10^{-3}} = 1500 \text{ ом,} \quad (20)$$

где  $\alpha$  — процент отклонения в распределении напряжения по вентилям ветви ( $\alpha = 7,5\%$ ).

Расчет к. п. д. преобразователя необходимо производить с учетом всех потерь в его элементах для режима номинальной нагрузки.

**Потери в вентилях.** Для выпрямителя по схеме звезда — две обратные звезды с уравнивающим реактором средняя мощность потерь в вентилях от прямого тока равна:

$$P_1 = \frac{p}{2} \left[ (U_0)_{\max} I_d + 0,25 R_{д} \frac{I_d^2}{m} 10^3 \right], \text{ кВт.} \quad (21)$$

С учетом приведенных выше значений входящих в формулу величин получим:

$$P_1 = \frac{6}{2} \left[ 0,785 \cdot 3 + 0,25 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{3^2}{6} \cdot 10^3 \right] = 8,11 \text{ кВт.}$$

Потери в делителях тока приняты равными 5% от условной мощности делителей:

$$P_2 = 0,05 P_{д} = 0,05 \omega L_{д} \left( \frac{\sqrt{3}}{6} \frac{I_d}{m} \right)^2 N \cdot 10^{-3} \text{ кВт;} \quad (22)$$

$$P_2 = 0,05 \cdot 314 \cdot 0,14 \cdot 10^{-3} \left( \frac{\sqrt{3}}{6} \cdot \frac{3}{6} 10^3 \right)^2 \times \\ \times 36 \cdot 10^{-3} = 1,66 \text{ кВт.}$$

Потери в защитных цепочках  $R_{в}C_{в}$  на входе выпрямителя, соединенных в треугольник ( $r_{в} = 10 \text{ ом}$ ,  $C_{в} = 7,2 \text{ мкф}$ ), равны:

$$P_3 = 2 \left[ 3 R_{в} \left( \frac{U_{2\phi}}{z_{с.в}} \right)^2 \right] 10^{-3} = 54 [R_{в} U_{2\phi}^2 \omega^2 C_{в}^2] 10^{-3} = \\ = 54 [10 (0,77 \cdot 10^3)^2 \cdot 314^2 (7,2 \cdot 10^{-6})^2] 10^{-3} \approx 1,3 \text{ кВт.} \quad (23)$$

Потери в шунтирующих сопротивлениях и цепочках  $RC$  составляют:

$$P_4 = 24 \frac{m}{p} U_{2\phi}^2 \sin^2 \gamma \left[ \frac{1}{R_{ш}} + R_{д} \omega^2 C^2 \right] = \\ = 24 \frac{6}{6} (0,77 \cdot 10^3)^2 (0,73)^2 \times \\ \times \left[ \frac{1}{1500} + 10 \cdot 314^2 (0,5 \cdot 10^{-6})^2 \right] = 5,1 \text{ кВт.}$$

Потери в ограничивающем сопротивлении конденсатора в цепи постоянного тока приняты равными  $P_5 = 640 \text{ вт.}$

Мощность вентиляторов охлаждения составляет:  $P_{вент} = 1,8 \text{ кВт.}$

Общие потери с учетом расхода энергии на охлаждение выпрямителя равны:

$$P_{общ} = 18,61 \text{ кВт.}$$

Коэффициент полезного действия выпрямителя

$$\eta = \frac{P_{н}}{P_{н} + P_{общ}} = \frac{2750}{2750 + 18,61} \approx 0,989.$$

**Конструкция преобразовательной установки.** Преобразовательная установка выполнена на основе унифицированных двенадцативентильных преобразовательных блоков (рис. 4). Блоки размещают-

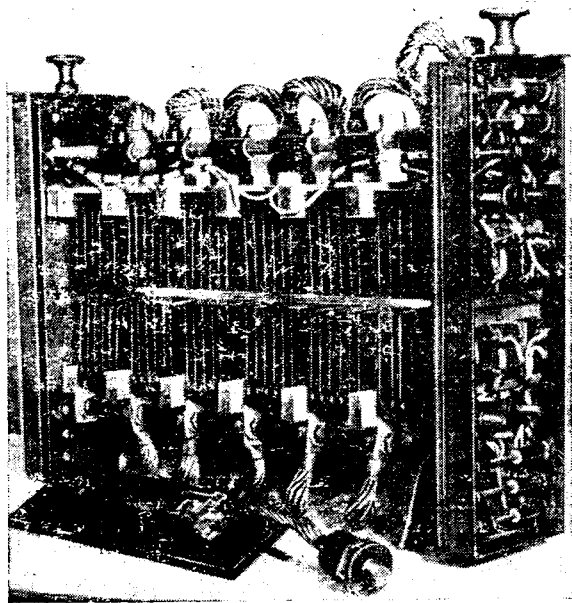


Рис. 4.

ся в каркасе, оформленном в виде шкафа с дверками, в нижней части которого расположен осевой высоконапорный вентилятор типа УК-2. Полный комплект блоков преобразователя размещается в двух шкафах размером  $800 \times 600 \times 2000$  мм<sup>3</sup>. Конденсаторы, ограничительные сопротивления и делители тока размещаются на отдельных сборках.

**Результаты испытаний и эксплуатации.** Одна из выпрямительных установок прошла испытания по полной программе, включая перегрузки и короткие замыкания в контактной сети. Все испытания установка выдержала успешно и после этого находилась в эксплуатации в течение 10 000 ч, продолжая работать в настоящее время. На основании положительных результатов испытаний и эксплуатации была изготовлена опытная партия таких установок, которыми были заменены ртутные выпрямители на некоторых наземных и подземных подстанциях метрополитена.

Результаты эксплуатации подтверждают следующие основные технико-экономические преимущества полупроводниковых устройств:

снижение эксплуатационных затрат, исключение расхода охлаждающей воды, экономия электроэнергии за счет уменьшения потерь в вентилях и снижения расхода на собственные нужды выпрямителя, упрощение устройств автоматического управления;

повышение мощности и надежности агрегата, постоянная готовность к действию, отсутствие обратных зажигания и пропусков зажигания вентилях отдельных фаз, возможность увеличения средней нагрузки на агрегат, так как трансформатор не подвергается динамическим и термическим воздействиям от обратных зажигания и в связи с меньшими потерями в кремниевом агрегате может быть переключен на анцапфы более низкого напряжения;

кремниевый выпрямитель нормально работает параллельно с ртутными выпрямителями, что дает

возможность осуществлять модернизацию работающих агрегатов на действующих подстанциях.

Во время испытаний было установлено, что нагрузка кремниевого выпрямителя при обратном зажигании на параллельно включенном ртутном вентиле составляла 15—17 ка, а время отключения катодного быстродействующего выключателя составило 25—30 мсек.

Защита кремниевых преобразователей от перенапряжений обеспечивается сравнительно простыми устройствами, а защита от перегрузок — обычной аппаратурой, защищающей ртутные выпрямители.

Вместе с тем надежность защиты становится более высокой в случае применения выключателей с временем отключения меньшим, чем у масляного выключателя.

При испытаниях имели место два случая повреждения одной из ветвей кремниевого выпрямителя. Эти ветви были отключены выключателем 6ВАБ-10, причем все остальные вентили установки повреждений не имели. Во время многочисленных аналогичных опытов при испытаниях выключатель отключал токи «в поврежденной фазе» величиной 25—30 ка при максимальных значениях тока в неповрежденных фазах выпрямителя  $I_{\phi} = 10—15$  ка. Время отключения было равно 30—60 мсек.

**Экономическая эффективность от внедрения кремниевых выпрямителей.** Для определения экономической эффективности от внедрения кремниевых выпрямительных установок на подстанциях метрополитена необходимо сравнить капитальные и годовые эксплуатационные затраты при кремниевом и ртутном выпрямителях.

Допустим, что в действующих ценах стоимость капитальных затрат на одну выпрямительную установку с ртутными вентилями и с устройством технологического водоснабжения (без стоимости строительных работ) составляет 100%. Тогда капитальные затраты на кремниевую установку Всесоюзного электротехнического института составят 275%.

Годовые эксплуатационные затраты для ртутного выпрямителя состоят из следующего:

расход на воду для охлаждения выпрямителя 1,1%;

расход электроэнергии на собственные нужды 5,5%;

увеличение потерь энергии в ртутном выпрямителе по сравнению с кремниевым выпрямителем 38%;

расходы на капитальный ремонт ртутного выпрямителя 9,7%.

Для кремниевого выпрямителя должны быть учтены следующие расходы и затраты на собственные нужды:

на охлаждение вентилях . . . . .	2%
потери в симметрирующих делителях тока . . . . .	1%
потери в демпфирующих сопротивлениях на входе выпрямителя . . . . .	1%
потери в шунтирующих сопротивлениях и делительных контурах . . . . .	5,4%
потери в ограничивающем сопротивлении в цепи на выходе выпрямителя . . . . .	0,5%
расходы на замену элементов кремниевого выпрямителя . . . . .	11,7%

Таким образом разность в годовых эксплуатационных расходах составит

$$\begin{aligned} G_{p.v} - G_{k.v} &= (1,1 + 5,5 + 38 + 9,7) - \\ &- (2 + 1 + 1 + 5,4 + 0,5 + 11,7) = \\ &= 54,3 - 21,6 = 32,7\%. \end{aligned}$$

Следовательно, средний срок окупаемости кремниевого выпрямительного агрегата равен:

$$\frac{275 - 100}{32,7} = 5,4 \text{ года.}$$

В настоящее время цена кремниевых преобразователей еще значительно выше, чем цена ртутных выпрямителей. Причина этого лежит и в завышенной цене исходного материала (монокристаллического кремния) и в недостаточной автоматизации производства вентиляей. Однако, как это явствует из расчета, даже при существующей высокой цене кремниевый преобразователь полностью окупает себя за 5—6 лет. Это делает вполне рентабельным замену ртутных выпрямителей кремниевыми уже

и при существующих ценах на кремниевые вентиляи. Ожидаемое в ближайшее время снижение цены на монокристаллический кремний позволит дополнительно сократить срок окупаемости кремниевых преобразователей.

Еще большую экономию сулит применение кремниевых выпрямителей на новых линиях метрополитена. В этом случае значительное уменьшение объема выработок на подземных подстанциях, возможность наружной установки вместе с трансформаторами на наземных подстанциях, исключение технологического водоснабжения, сокращение времени монтажа и наладки позволят добиться значительного сокращения капитальных вложений.

#### Литература

1. Сакович А. А., Повышение надежности преобразовательных схем, «Электричество», 1958, № 8.
2. Сакович А. А., Юдицкий С. Б., Курцина З. Т., Фукалова Р. А. и Иньков Ю. М., Преобразовательная установка с кремниевыми вентилями для мотор-вагонной секции переменного тока, «Электротехника», 1963, № 11.

[8.6.1964]



УДК 621.376.58

## Измерительные преобразователи электрических величин в частоту импульсов

Инж. Ю. Н. ЕВЛАНОВ и проф. Р. Р. ХАРЧЕНКО

Московский энергетический институт

Развитие цифровой техники, позволившее обрабатывать результаты измерений с помощью вычислительных машин, выдвинуло новую задачу создания дискретных систем измерения. Важнейшим элементом таких систем являются измерительные преобразователи типа аналог-цифра. В связи с этим представляет интерес проблема создания точных измерительных преобразователей с частотным выходом. В том случае, когда измерение частоты осуществляется дискретно, а ее значения выражаются числом периодов или импульсов в единицу времени, соответствующий преобразователь может рассматриваться как дискретный.

Преобразователи с частотным выходом уже применяются в измерительной технике: в цифровых приборах, в телеизмерениях, в устройствах магнитной записи информации [Л. 1]; в последнее время исследуется возможность их применения в машинах централизованного контроля.

В порядке уточнения терминологии стоит подчеркнуть, что в большинстве названных областей используются не столько частотные преобразователи (модуляторы) с синусоидальной формой выходного сигнала, сколько частотно-импульсные. Последние при прочих равных условиях позволяют построить систему передачи измерительной информации более помехоустойчивую и с меньшими нелинейными искажениями. Накопившийся опыт

дает возможность сделать некоторые обобщения и провести обзор принципов построения линейных измерительных преобразователей электрических величин в частоту импульсов. Это и является целью настоящей работы<sup>1</sup>.

Главным показателем качества измерительных преобразователей является осуществляемая им статическая точность  $\delta$  преобразования входных сигналов. Этот вопрос для преобразователей с характеристикой класса

$$f = f_0 + Sx, \quad (1)$$

показанной на рис. 1, рассмотрен в общем виде в [Л. 2]. Погрешность сначала выявляется как относительное изменение выходной величины преобразователя  $\gamma_f = \Delta f / f$ , затем она пересчитывается по крутизне  $S$  на входную сторону и приводится к номинальному значению входного сигнала  $x_n$ . В результате получается соотношение

$$\delta = \frac{\Delta x}{x_n} = \gamma_f \left( i + \frac{f_0}{D} \right), \quad (2)$$

где  $f_0$  — начальное значение выходной величины (частоты) в отсутствие сигнала;

<sup>1</sup> В статье рассматриваются только схемы, выполненные на магнитных и полупроводниковых элементах, как наиболее перспективные.

$D$  — номинальная девиация частоты;  
 $i = \frac{x}{x_n}$  — относительное значение входного сигнала.

Из уравнения (2) видно, что для оценки величины  $\delta$  надо знать параметры статической характеристики преобразователя и величину входного сигнала.

Определяющая погрешность  $\gamma_f = \frac{\Delta f}{f}$  находится по уравнению шкалы (1) путем вычисления приращения функции двух аргументов:

$$\frac{\Delta f}{f} = \frac{\Delta f_0}{f_0} \frac{f_0}{f} + \frac{\Delta S}{S} \frac{f - f_0}{f}. \quad (3)$$

Формула (3) относится к измерительным преобразователям с разомкнутой структурной схемой.

Для замкнутых преобразователей уравнение шкалы выразится в виде

$$f = \frac{f_0 + Sx}{1 + S\beta}, \quad (4)$$

где  $\beta$  — коэффициент передачи звена обратной связи.

Если ставится условие, чтобы в замкнутом измерительном преобразователе при  $x=0$  было  $f=f_0$ , то необходимо ввести на вход дополнительный компенсирующий сигнал  $x_k = \beta f_0 = \text{const}$ . В этом случае уравнение шкалы приобретает вид:

$$f = \frac{1}{1 + S\beta} (f_0 + Sx_k) + \frac{S}{1 + S\beta} x. \quad (5)$$

Вычисляя приращения этой функции четырех аргументов, находим выражение погрешности:

$$\frac{\Delta f}{f} = \frac{f_0}{f_0 + S(x_k + x)} \gamma_{f_0} + \frac{Sx_k}{f_0 + S(x_k + x)} \gamma_{x_k} + \frac{S\beta}{1 + S\beta} \gamma_\beta + \left\{ \frac{Sx}{[f_0 + S(x_k + x)](1 + S\beta)} \right\} \gamma_S, \quad (6)$$

где

$$\gamma_{f_0} = \frac{\Delta f_0}{f_0}; \quad \gamma_{x_k} = \frac{\Delta x_k}{x_k}; \quad \gamma_\beta = \frac{\Delta \beta}{\beta}; \quad \gamma_S = \frac{\Delta S}{S}.$$

Из последнего уравнения, как частный случай, получается формула (3).

Таким образом, статическая погрешность рассмотренного преобразователя определяется следующими факторами: дрейфом условного нуля  $f_0$ , нестабильностью компенсирующего сигнала  $x_k$ , нестабильностью звена обратной связи и вариацией крутизны  $S$ . В разомкнутом преобразователе действуют только первая и четвертая причины.

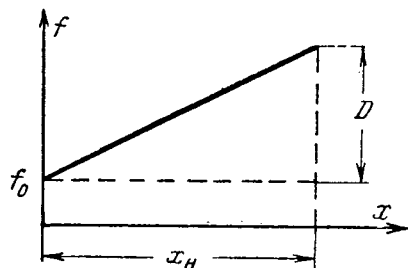


Рис. 1. Статическая характеристика измерительного преобразователя с выходом по частоте.

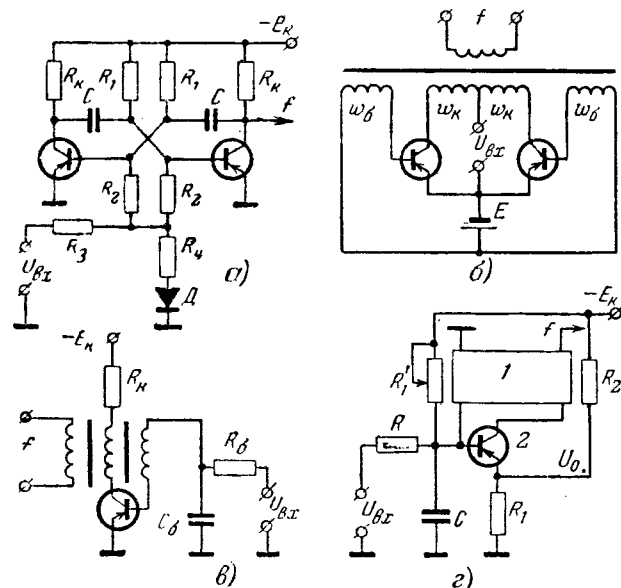


Рис. 2. Схемы разомкнутых преобразователей напряжения в частоту импульсов.

1 — транзисторный ключ; 2 — сравнивающее устройство.

Вопрос о динамических погрешностях измерительного преобразователя выходит за рамки настоящей работы и поэтому не рассматривается.

Ниже будет показано, что комплекс измерительных преобразователей различных электрических величин в частоту импульсов целесообразно строить, используя в качестве основного (базового) элемента преобразователь напряжения постоянного тока в частоту импульсов. Поэтому принципам построения линейных преобразователей напряжения постоянного тока высокой точности будет уделено основное внимание.

Разомкнутые преобразователи постоянного напряжения в частоту импульсов представляют собой управляемые генераторы, как правило, релаксационного типа. Среди различных схем управляемых релаксационных генераторов наибольшее распространение получили мультивибраторные схемы. На рис. 2, а приведена схема мультивибратора с RC-связями. Частота выходных импульсов в этой схеме определяется величиной смещения, подаваемого на базы транзисторов [Л. 3]:

$$f \approx \frac{1}{2CR_6 \left( \ln \frac{E_k + U_{bx} + I_{k0}R_6}{U_{bx} + I_{k0}R_6} \right)}. \quad (7)$$

Выражение (7) показывает, что зависимость частоты от величины входного сигнала нелинейна. Степень нелинейности зависит от диапазона изменений входного сигнала и может быть ограничена величиной порядка 1—2% при девиации частоты в сравнительно больших пределах.

Анализ работы мультивибраторов показывает, что на стабильность частоты генерации влияют изменения температуры окружающей среды, изменения питающего напряжения, изменения параметров схемы во времени. Влияние температуры окружающей среды объясняется весьма сильной тем-

пературной зависимостью обратных токов коллекторного и эмиттерного переходов. Для увеличения стабильности частоты управляемых транзисторных мультивибраторов рекомендуется использовать кремниевые транзисторы, обладающие малыми значениями обратных токов и применять различные схемы термостабилизации [Л. 4].

Одна из возможных схем термостабилизации показана на рис. 2,а. Здесь с ростом температуры обратное сопротивление плоскостного германиевого диода  $D$  уменьшается, при этом снижается напряжение, подаваемое на базы транзисторов, что компенсирует изменение частоты. Изменения величины коллекторного напряжения  $E_k$  также заметно влияют на генерируемую частоту. Очевидно, что источники питания мультивибраторов необходимо стабилизировать.

Начальная частота  $f_0$  мультивибратора может быть легко перестроена от десятков герц до нескольких сотен килогерц. Диапазон входных сигналов может быть установлен в пределах от нуля до  $E_k$  ( $E_k$  — величина порядка 10 в). По литературным сведениям [Л. 1, 3 и 5] транзисторные управляемые мультивибраторы имеют примерно следующие данные:

при девиации частоты до 40% от  $f_0$  нелинейность характеристики не превышает  $\pm 1\%$ , нестабильность начальной частоты  $f_0$  составляет 1—2%, нестабильность крутизны характеристики в температурном диапазоне 20—50°С составляет 2—3% при применении температурной компенсации.

В последнее время довольно широкое применение в качестве генератора, управляемого постоянным напряжением, находит схема мультивибратора с магнитной положительной обратной связью (рис. 2,б), предложенная Роером [Л. 6 и 7]. Частота этого мультивибратора определяется временем перемагничивания сердечника и для рабочего диапазона может быть вычислена из выражения

$$f \approx \frac{U_{вх}}{4\omega_k \Phi_{макс}}, \quad (8)$$

где  $\Phi_{макс}$  — магнитный поток насыщенного сердечника.

Выражение (8) показывает, что мультивибратор Роера представляет собой линейный преобразователь. В схемах с реальными трансформаторами, материал которых имеет конечную величину магнитной проницаемости, возникает погрешность нелинейности, причем для сердечников с недостаточно большими значениями магнитной проницаемости нелинейность характеристики может превышать 2%.

Диапазон частот мультивибратора Роера, как свидетельствуют литературные данные [Л. 6], может быть установлен в пределах от единиц герц до сотен килогерц. Перестройка диапазона выходных частот может быть осуществлена лишь при замене трансформатора. Нестабильность характеристики напряжение — частота определяется изменением магнитных характеристик сердечника трансформатора во времени, влиянием температуры и механических воздействий. Необходимо отметить также некоторые особенности схемы: 1) амплитуда,

выходных импульсов мультивибратора линейно зависит от входного напряжения, что вынуждает в ряде случаев применять выходной формирователь; 2) мультивибратор потребляет сравнительно большую мощность; 3) входное сопротивление мультивибратора непостоянно, оно увеличивается с ростом входного напряжения.

Литературные сведения [Л. 6 и 7] позволяют охарактеризовать мультивибраторы Роера с сердечниками из пермаллоевой ленты примерно следующими данными: при изменении входного сигнала на несколько вольт девиация частоты импульсов составляет 60—80% от  $f_0$  при нелинейности порядка 1%; нестабильность  $f_0$  не превышает 1—2%; нестабильность крутизны характеристики напряжение — частота при изменениях температуры окружающей среды 20—40°С — в пределах 1—2%.

В качестве управляемого генератора импульсов сравнительно большой мощности часто используется блокинг-генератор (рис. 2,в). Поскольку скважность импульсов блокинг-генератора, работающего в режиме автоколебаний, имеет порядок нескольких десятков, а иногда сотен, можно считать, что частота следования выходных импульсов определяется временем заряда конденсатора  $C_6$ . Математическое выражение характеристики «напряжение — частота» блокинг-генератора с учетом указанного допущения имеет вид:

$$f \approx \frac{1}{C_6 R_6 \ln \left( 1 + \frac{U_{C0}}{R_6 I_{к0} + U_{вх}} \right)}, \quad (9)$$

где  $U_{C0}$  — напряжение на конденсаторе  $C_6$  в начальный момент его перезаряда.

Величина нелинейности характеристики  $f(U_{вх})$  зависит от девиации частоты импульсов. Так же как и в случае управляемого мультивибратора с  $RC$ -связями стабильность частоты блокинг-генератора зависит от колебаний питающего напряжения  $E_k$ , изменения температуры окружающей среды и нестабильности параметров схемы. Методы уменьшения влияния каждого из этих факторов аналогичны рассмотренным выше. Схемы блокинг-генераторов могут быть достаточно легко построены на диапазонах частот в пределах от десятков герц до сотен килогерц. Однако перестройка диапазона частот управляемых блокинг-генераторов сложнее, чем в схемах мультивибраторов, что объясняется наличием трансформатора. Литературные данные [Л. 1 и 4] и макетные испытания показывают, что при девиации в пределах 60—80% от  $f_0$  нелинейность характеристики  $f(U_{вх})$  оказывается порядка 2%, а нестабильность начальной частоты  $f_0$  до 1—2%. Нестабильность крутизны характеристики «напряжение — частота» при изменении температуры окружающей среды от 20 до 50°С может быть примерно оценена величиной 2—3%.

В зарубежной литературе уделяется внимание генераторам, работающим по принципу периодического интегрирования управляющего напряжения. Принцип работы таких устройств заключается в следующем: конденсатор  $C$  (рис. 2,г) заряжается

входным напряжением  $U_{вх}$  до величины опорного напряжения  $U_0$ , после чего сравнивающее устройство, замыкая ключ, закорачивает конденсатор; после разряда конденсатора ключ размыкается и процесс повторяется в той же последовательности. Преобразователи такого вида изготавливаются фирмой *Compagnie des Compteurs* [Л. 8] для телеметрических устройств. Частота повторения пилообразных импульсов на емкости  $C$  оказывается связанной с величиной входного сигнала  $U_{вх}$  экспоненциальной зависимостью.

При замене с известной степенью точности экспоненциальной зависимости линейной выражение для статической характеристики такого преобразователя приобретает вид:

$$f \approx \frac{U_{вх}}{RCU_0} + f_0, \quad (10)$$

где

$$f_0 = \frac{E - U_0/2}{RCU_0} - \frac{U_0/2}{RCU_0}.$$

Подбором параметров схемы частота  $f_0$  может быть сделана равной нулю, что и предполагается в дальнейшем.

Погрешность нелинейности вносится также за счет конечного времени разряда конденсатора  $C$  через транзисторный ключ, пропускающий ограниченную величину тока (так называемого «мертвого времени»). С учетом этого времени, которое обозначим через  $t'$ , статическая характеристика преобразователя приобретает вид:

$$f = \frac{U_{вх}}{CRU_0 \left(1 + \frac{t'U_{вх}}{CRU_0}\right)}. \quad (11)$$

Для схемы на рис. 2,2 по данным [Л. 8] погрешность нелинейности составила примерно 0,3% в диапазоне частот 0—60 гц.

На нестабильность статической характеристики также оказывают влияние колебания питающего напряжения и изменения температуры окружающей среды. Основная доля температурной погрешности вносится транзистором, выполняющим функцию сравнивающего устройства. Подбором температурных коэффициентов сопротивлений  $R$  и  $R'$  можно ограничить величину температурной погрешности преобразователя величиной 2% [Л. 8].

Преобразование постоянного тока в частоту импульсов можно выполнить, используя рассмотренные выше схемы генераторов, если входной сигнал снимать с известного сопротивления  $R_0$ , включенного в цепь измеряемого тока. Для генераторов с периодическим интегрированием входного сигнала необходимость в сопротивлении  $R_0$  отпадает, так как заряд интегрирующей емкости до опорного уровня осуществляется непосредственно входным током. Схема такого преобразователя [Л. 9] приведена на рис. 3. Преобразователь рассчитан на входной ток 0—10 ма. Каскад  $T_1—T_3$  представляет собой составной транзистор в схеме с общей базой. Он выполняет функции получения достаточно малого входного сопротивления у пре-

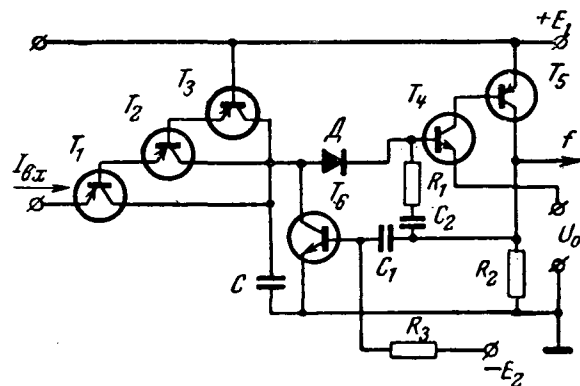


Рис. 3. Преобразователь постоянного тока в частоту импульсов.

образователя и обеспечения заряда емкости  $C$  по закону

$$U_C = \frac{i_{вх} t}{C}.$$

Вспомогательная цепь  $T_4—T_5$  срабатывает, когда напряжение на конденсаторе превысит опорный уровень  $U_0$ , отпирая ключ на мощном транзисторе  $T_6$ , через который разряжается конденсатор  $C$ . В определенном диапазоне входных частот можно пренебречь временем разряда конденсатора  $C$  и записать статическую характеристику преобразователя в виде:

$$f = \frac{I_{вх}}{CU_0}. \quad (12)$$

Нелинейность характеристики, обусловленная конечным временем разряда, в диапазоне частот 0—50 гц не превышает 0,35% [Л. 9]. Нестабильность частоты определяется колебаниями питающих напряжений и температуры окружающей среды.

Замкнутые преобразователи представляют собой генераторы с отрицательной обратной связью, управляемые измеряемым напряжением (или током). Как известно, при глубокой отрицательной обратной связи коэффициент передачи замкнутого преобразователя равен приблизительно  $1/\beta$  ( $\beta$  — коэффициент передачи звена обратной связи). Это позволяет использовать в тракте прямого усиления малостабильные генераторы с недостаточно линейными характеристиками.

В качестве звеньев обратной связи наиболее распространенными являются схемы, построенные по принципу конденсаторных частотомеров. Этот принцип достаточно хорошо известен и описан в литературе. Известно, что погрешности конденсаторных частотомеров определяются в основном двумя причинами: неполнотой заряда или разряда емкости, что приводит к нелинейности преобразования частоты в средний ток (напряжение) и влиянием фильтра на выходе частотомерной схемы, что также приводит к нелинейности характеристики «напряжение — частота». Литературные данные характеризуют статическую точность конденсаторных частотомерных схем величиной примерно 0,5%. Другие виды аналоговых частотомерных схем, как



правило, уступают по точности схемам конденсаторных частотомеров.

Примеры схем замкнутых преобразователей можно найти в [Л. 10 и 11]. В замкнутом преобразователе ЧТИ-1 [Л. 10] в качестве управляемого генератора используется блокинг-генератор. На выход блокинг-генератора подключен триггер, выполняющий функцию формирователя. Звено обратной связи образовано двумя дифференцирующими трансформаторами, включенными в коллекторные цепи транзисторов триггера, и диодным выпрямительным мостиком. Пульсирующее напряжение на выходе диодного мостика содержит постоянную составляющую, пропорциональную частоте следования импульсов. Фильтр вынесен в прямой тракт преобразователя. Разностный сигнал с выхода фильтра поступает на вход усилителя постоянного тока, выполненного по схеме «модулятор — усилитель переменного тока — демодулятор». Технические характеристики преобразователя ЧТИ-1 следующие: диапазон изменения входного сигнала, соответствующий полному диапазону изменения частоты 5—15 гц, составляет 25 мв; при коэффициенте усиления разомкнутой системы, равной 25, погрешность, обусловленная нелинейностью цепи обратной связи, не превышает  $\pm 1\%$ ; дополнительные погрешности при повышении температуры окружающей среды до  $+40^\circ\text{C}$  и изменении питающего напряжения на  $\pm 15\%$  не превышают  $1\%$ .

В последние годы в литературе появились сведения о новых принципах построения замкнутых преобразователей напряжения постоянного тока в частоту импульсов. Основным звеном таких преобразователей является аналоговый интегратор напряжения, охваченный импульсной отрицательной обратной связью. Длительность и амплитуда импульсов обратной связи стабилизирована, при этом частота импульсов оказывается линейной функцией входного напряжения. Такие преобразователи намного сложнее, но зато и намного точнее всех остальных типов преобразователей. На рис. 4 показана блок-схема преобразователя, построенного по указанному принципу [Л. 12]. Аналоговый интегратор преобразователя представляет собой стабильный усилитель постоянного тока, охваченный емкостной обратной связью.

В установившемся режиме работа схемы происходит следующим образом. Входное напряжение  $U_{вх}$  интегрируется до момента, пока выходное напряжение интегратора не достигает уровня срабатывания схемы сравнения. После этого цепь обрат-

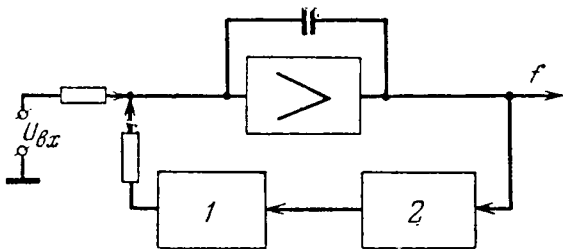


Рис. 4. Блок-схема замкнутого преобразователя постоянного напряжения в частоту импульсов.

1 — генератор импульсов обратной связи; 2 — схема сравнения.

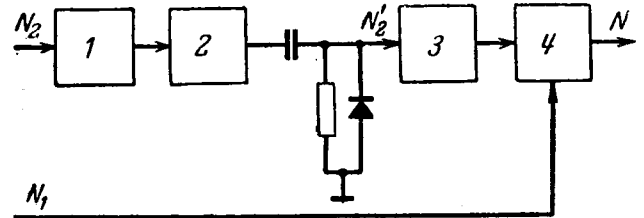


Рис. 5. Блок-схема перемножения частот.

1 — усилитель; 2 — делитель; 3 — мультивибратор; 4 — схема совпадения.

ной связи вырабатывает импульс фиксирования площади с полярностью, противоположной полярности входного напряжения. Импульс обратной связи восстанавливает исходный уровень напряжения на выходе интегратора и т. д. Для описанной схемы полный диапазон частоты на выходе 0—10 кГц соответствует входному сигналу 0—1 в. Нестабильность характеристик преобразователя не выходит за пределы  $0,06\%$  при колебаниях напряжения питания на  $\pm 10\%$  и изменениях температуры окружающей среды на  $\pm 5^\circ\text{C}$  [Л. 12].

В цепях передачи измерительной информации (сигналов от датчиков) наряду с преобразованием вида «напряжение — частота импульсов» нередко требуется преобразование вида «произведение двух напряжений — частота импульсов». Произведением двух электрических сигналов выражаются многие величины, характерные для области автоматического контроля, например, электрическая и механическая мощности, количество тепла, расход жидкости и т. д.

Это преобразование можно в принципе осуществить двумя способами. Первый способ заключается в преобразовании каждого из перемножаемых постоянных напряжений в частоту импульсов с помощью управляемых генераторов. Последовательности импульсов  $N_1$  и  $N_2$  с выходов генераторов подаются на блок перемножения частот. В частном случае такой блок может быть выполнен по структурной схеме [Л. 14], изображенной на рис. 5. Последовательность импульсов  $N_2$  делится в  $k$  раз и используется для пуска мультивибраторной схемы. Прямоугольные импульсы постоянной длительности  $\tau$  с частотой следования  $N'_2 = \frac{N_2}{k}$ , поступаю-

щие с выхода мультивибраторной схемы, управляют схемой совпадения. На другой вход схемы совпадения подается последовательность импульсов  $N_1$ . На выходе устройства получается последовательность импульсов, число которых, подсчитанное в единицу времени, равно

$$N = \tau \frac{N_2}{k} N_1 = k_0 N_1 N_2. \quad (13)$$

Преобразователи, имеющие указанную структуру, насколько нам известно, не исследовались; оценка их точности представляет определенный интерес.

Второй способ заключается в перемножении постоянных напряжений с помощью аналогового множительного устройства. Полученное произведение преобразуется в частоту с помощью управля-



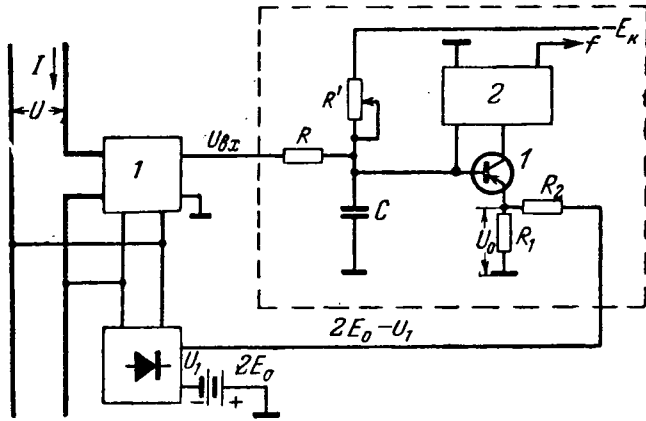


Рис. 6. Преобразователь мощности в частоту импульсов.  
1 — фазочувствительная схема; 2 — транзисторный ключ.

мого генератора. Различные виды аналоговых множительных устройств описаны в [Л. 13 и 15].

В некоторых случаях, например, при измерении электрической мощности переменного тока задача перемножения усложняется: в частоту импульсов преобразуется величина  $UI \cos \varphi$ . В этом случае требуемое преобразование можно осуществить посредством сочетания статических преобразователей мощности в напряжение [Л. 7] и одного из описанных выше базовых преобразователей. Известен еще один оригинальный вариант [Л. 8] для преобразования мощности в частоту в случае, когда напряжение сети меняется в пределах, не превышающих  $\pm 10\%$  от номинального значения  $U_n$ . В схеме, изображенной на рис. 6, в качестве базового используется преобразователь постоянного напряжения, работающий по принципу периодического интегрирования (см. рис. 2,2). Как указывалось выше, его частота равна  $f = U_{вх}/RCU_0$ . Входным напряжением преобразователя служит напряжение на выходе фазочувствительной схемы  $U_{вх} = k_1 I \cos \varphi$ . Изменяющееся опорное напряжение  $U_0$  пропорционально величине  $2E_0 - U_1$ , где  $U_1 = k_2 U$  ( $U$  — фактическое напряжение сети), а  $E_0$  равно номинальному значению  $U_1$ , т. е.  $E_0 = k_2 U_n$ .

Таким образом, частота базового преобразователя оказывается равной

$$f = k_3 \frac{I \cos \varphi}{2E_0 - U_1}.$$

После несложных преобразований имеем:

$$f = k \frac{UI \cos \varphi}{E_0^2 \left[ 1 - \left( \frac{E_0 - U_1}{E_0} \right)^2 \right]} \approx k \frac{UI \cos \varphi}{E_0^2}, \quad (14)$$

поскольку при изменении  $U$  не более, чем на  $\pm 10\%$  от номинального значения, величина в квадратных скобках отличается от единицы меньше, чем на  $1\%$ .

В заключение подчеркнем, что в настоящем обзоре рассмотрены только линейные преобразователи электрических величин в частоту импульсов. Сведения о нелинейных преобразователях, в том числе и о преобразователях неэлектрических величин в частоту, можно найти в [Л. 16 и 17].

#### Литература

1. Сыропятова Р. Я. и Харченко Р. Р., Преобразователи сигналов для магнитной записи и воспроизведения измерительной информации, «Электричество», 1964, № 8.
2. Харченко Р. Р., К вопросу об определении точности линейных измерительных преобразователей, «Приборостроение», 1960, № 6.
3. Степаненко И. П., Основы теории транзисторов и транзисторных схем, Госэнергоиздат, 1963.
4. Герасимов С. М., Мигулин И. Н., Яковлев В. Н., Расчет полупроводниковых усилителей и генераторов, Киев, 1961, Гостехиздат УССР.
5. Brace L. H., Transistors in space, «Wireless World», 1962, № 3, p. 63.
6. Пшеничников А. М., Анализ работы мультивибратора, собранного по схеме Роера, «Автоматика и телемеханика», 1959, № 9.
7. Купершмидт Я. А., Малов В. С. и Пшеничников А. М., Современные телеизмерительные системы, Госэнергоиздат, 1961.
8. Marlot R. M., Une méthode nouvelle de représentation lineaire d'une grandeur par une frequence, Bulletin de la Société Française des Electriciens 1961, tome 11, serie 8, № 20.
9. Marshall R. C. A direct current integrator with digital output. J. Brit. Instr. Radio Eng., 1962, v. 24, № 4.
10. Любинский И. А., Милютин В. А. и Позин Н. В., Передающее устройство частотно-импульсного телеизмерения, «Автоматика и телемеханика», 1961, № 7.
11. Лонг Ж. Д., Линеаризация преобразователя напряжения в частоту с помощью отрицательной обратной связи, «Электроника», 1961, № 35 (русс. перевод).
12. Un convertisseur tension-frequence pour le traitement des données de mesure «Mesure et controle industriel», № 299, 27, 1962.
13. Латенко И. В., Аналоговые множительные устройства, Киев, 1963, Гостехиздат УССР.
14. Карпов Р. Г., Математические операции при частотно-импульсном моделировании, серия «Передовой научно-технический и производственный опыт», тема 38, вып. 13, 1961.
15. Маслов А. А., Обзор и классификация множительных устройств, «Автоматика и телемеханика», 1960, № 10.
16. Новицкий П. В., Проблема создания частотных датчиков для всех электрических и неэлектрических величин. «Измерительная техника», 1961, № 4.
17. Агейки Д. Н., Частотные и время-импульсные датчики для систем обогатяющего контроля, «Приборы и средства автоматизации», 1962, № 11.

[1.7.1964]



# Предельные значения средней диэлектрической проницаемости многокомпонентного изотропного диэлектрика

Инж. Б. В. ВАНИН

Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики

Средняя диэлектрическая проницаемость  $\epsilon$  неоднородного  $n$ -компонентного диэлектрика [в общем случае заключена в пределах

$$\epsilon_s \leq \epsilon \leq \epsilon_p, \quad (1)$$

где  $\epsilon_s$  и  $\epsilon_p$  — предельные формы Винера [Л. 1]:

$$\frac{1}{\epsilon_s} = \sum_{k=1}^n \frac{\theta_k}{\epsilon_k}; \quad \epsilon_p = \sum_{k=1}^n \theta_k \epsilon_k;$$

$\theta_k$  и  $\epsilon_k$  — объемные концентрации и диэлектрические проницаемости компонент.

В случае макроскопически однородного и изотропного многокомпонентного диэлектрика его средняя диэлектрическая проницаемость, как показали Хашин и Штрикман [Л. 2], заключена в более узких пределах

$$\epsilon_{\min} < \epsilon < \epsilon_{\max}, \quad (2)$$

где

$$\epsilon_{\min} = \epsilon_1 \frac{1 + 2 \sum_{k=2}^n \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_1}{\epsilon_k + 2\epsilon_1}}{1 - \sum_{k=2}^n \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_1}{\epsilon_k + 2\epsilon_1}}; \quad (2a)$$

$$\epsilon_{\max} = \epsilon_n \frac{1 + 2 \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n}}{1 - \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n}}; \quad (2б)$$

$\epsilon_1$  — наименьшее значение  $\epsilon_k$ ;  $\epsilon_n$  — наибольшее значение  $\epsilon_k$ .

При этом возникает вопрос, совпадают ли указанные величины  $\epsilon_{\min}$  и  $\epsilon_{\max}$  с действительными возможными пределами изменения средней диэлектрической проницаемости изотропного неоднородного диэлектрика. Другими словами, возможно ли записать выражение (2) в форме

$$\epsilon_{\min} \leq \epsilon \leq \epsilon_{\max}. \quad (3)$$

Для двухкомпонентного диэлектрика Хашин и Штрикман отвечают на этот вопрос утвердительно, приведя примеры неоднородных диэлектриков, для которых средняя диэлектрическая проницаемость в точности равна  $\epsilon_{\min}$  или  $\epsilon_{\max}$ <sup>1</sup>. Отсюда следует важный вывод, что в случае изотропного двухкомпонентного диэлектрика выражения (2a) и (2б) являются наилучшими оценками верхней и нижней границ для средней диэлектрической проницае-

мости, которые можно получить на основании знания состава диэлектрика (значений объемных концентраций и диэлектрических проницаемостей компонент) без привлечения дополнительных сведений о его геометрической структуре. В общем случае многокомпонентного диэлектрика вопрос остается открытым.

Покажем, что и при произвольном числе компонент, большем двух, можно найти примеры изотропных неоднородных диэлектриков, для которых  $\epsilon$  точно равна  $\epsilon_{\min}$  или  $\epsilon_{\max}$ .

Рассмотрим неоднородный диэлектрик, представляющий собой матричную систему, где связной является  $n$ -я компонента, а остальные компоненты входят в виде шарообразных включений. Выберем геометрические характеристики рассматриваемой системы таким образом, чтобы она допускала разбиение на двухслойные шарообразные включения, содержащие частицу дисперсной компоненты вместе с окружающим ее слоем связной компоненты, так, чтобы отношение  $\theta'_k$  объема частицы к объему включения было постоянным для всех частиц  $k$ -й компоненты и равнялось

$$\theta'_k = \frac{\theta_k}{\theta_k + \theta_{nk}}, \quad (4)$$

где  $\theta_{nk}$  — объемная концентрация  $n$ -й компоненты, принадлежащая  $k$ -й компоненте, и так, чтобы эквивалентная диэлектрическая проницаемость  $\epsilon$  всех двухслойных включений для всех  $k$  была постоянной и равной

$$\epsilon = \epsilon_n \left[ 1 + \frac{\theta'_k (\epsilon_k - \epsilon_n)}{\epsilon_n + \frac{1}{3} (1 - \theta'_k) (\epsilon_k - \epsilon_n)} \right]. \quad (5)$$

Найдя из (4) и (5)  $\theta_{nk}$  и просуммировав по  $k$ , получим:

$$\theta_n = \sum_{k=1}^{n-1} \frac{3\epsilon_n \theta_k (\epsilon_k - \epsilon)}{(\epsilon - \epsilon_n) (2\epsilon_n + \epsilon_k)}, \quad (6)$$

кроме того,

$$\theta_n = 1 - \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k. \quad (7)$$

Исключая  $\theta_n$ , получим линейное уравнение относительно  $\epsilon$ , откуда

$$\epsilon = \epsilon_n \frac{1 + 2 \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n}}{1 - \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n}} = \epsilon_{\max}.$$

<sup>1</sup> Аналогичные примеры приводятся и в более ранних источниках [Л. 4—6].

В данном примере средняя диэлектрическая проницаемость рассматриваемого неоднородного диэлектрика точно равна верхнему пределу, определяемому по формуле (2б). Аналогичным образом, выбирая в качестве связной компоненту 1, можно построить систему, диэлектрическая проницаемость которой точно равна нижнему пределу, определяемому по формуле (2а).

Следует заметить, что приведенные рассуждения верны в том случае, если каждый член в сумме (6) положителен. Отсюда, используя (2б) и (6), а также тот факт, что величина

$$v_k = \frac{\epsilon_n - \epsilon_k}{2\epsilon_n + \epsilon_k} \quad (8)$$

является убывающей функцией  $k$ , следует, что построить систему, величина диэлектрической проницаемости которой равна верхней границе (2б), возможно, если выполняется неравенство

$$\frac{\epsilon_n - \epsilon_{n-1}}{2\epsilon_n + \epsilon_{n-1}} > \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k \frac{\epsilon_n - \epsilon_k}{2\epsilon_n + \epsilon_k}. \quad (9)$$

Аналогичным образом доказывается, что построить систему, величина средней диэлектрической проницаемости которой равна нижней границе (2а), возможно, если выполняется неравенство

$$\frac{\epsilon_2 - \epsilon_1}{2\epsilon_2 + \epsilon_1} > \sum_{k=2}^n \theta_k \frac{\epsilon_k - \epsilon_1}{2\epsilon_1 + \epsilon_k}. \quad (10)$$

Из изложенного следует, что полученные в [Л. 2] предельные значения являются наилучшими оценками верхней и нижней границ средней диэлектрической проницаемости многокомпонентного изотропного неоднородного диэлектрика, получаемыми без учета его геометрической структуры при составе, ограниченном неравенствами (9) и (10).

В заключение заметим, что формулы (2а) и (2б) совпадают с формулой Корнеевко

$$\epsilon = \epsilon_n + \sum_{k=1}^{n-1} \theta_k (\epsilon_k - \epsilon_n) \frac{\epsilon + 2\epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n}, \quad (11)$$

полученной им ранее [Л. 3] на основании постулированных допущений, что средняя напряженность поля в диэлектрике

$$E_{cp} = \frac{3\epsilon_n}{\epsilon + 2\epsilon_n} E, \quad (12)$$

а средняя напряженность поля во включениях  $k$ -й компоненты

$$E_k = \frac{3\epsilon_n}{\epsilon_k + 2\epsilon_n} E, \quad (13)$$

где  $E$  — напряженность поля в связывающей среде.

Корнеевко ошибочно предполагал, что формула (8) выражает диэлектрическую проницаемость многокомпонентной суспензии со статистическим пространственным распределением частиц, т. е. диэлектрическую проницаемость часто встречающегося на практике неоднородного диэлектрика. В действительности, как видно из изложенного, эта формула выражает диэлектрическую проницаемость неоднородной системы весьма специального вида.

#### Литература

1. Böttcher C. J. F., Theory of electric polarisation, Amsterdam, 1952.
2. Hashin Z. и Shtrikman S., Вариационный подход к теории эффективной магнитной проницаемости многофазных материалов, J. Appl. Phys., 1962, т. 33, стр. 3125.
3. Корнеевко И. А., О средних значениях параметров неоднородных сред, ЖТФ, 1960, т. 30, стр. 44.
4. Нетушил А. В., Физика диэлектриков, труды Второй Всесоюзной конференции, изд-во АН СССР, стр. 83.
5. Ванин Б. В., Физика диэлектриков, труды Второй Всесоюзной конференции, изд-во АН СССР, стр. 107.
6. Ванин Б. В., О расчете удельной электропроводности увлажненного картона, Труды ВНИИЭ, вып. VIII, Госэнергоиздат, 1959.

[15.5.1964]



# Влияние свободных токов на потери при торможении противотоком короткозамкнутого двигателя

Доктор техн. наук. проф. **А. Т. ГОЛОВАН** и инж. **ГОПАЛ РАДЖ ШЕКАР**

Московский энергетический институт

В современных расчетах электропроводов для определения тормозных потерь используются зависимости, полученные на базе «статической теории», т. е. при пренебрежении влиянием свободных токов, возникающих при реверсе поля. Эти зависимости, приведенные в различных трудах по теории электропривода, принципиально друг от друга не отличаются и дают одинаковые результаты. Формула для «статических расчетов» потерь в статоре при торможении противотоком вхолостую имеет следующий вид<sup>1</sup>:

$$\Delta A_{IT} = 3A_{кин} \left( 1 + \frac{r_1}{r_2'} B_T \right), \quad (1)$$

где  $A_{кин}$  — запас кинетической энергии в движущихся частях электропривода перед торможением;

$\frac{r_1}{r_2'}$  — отношение первичного сопротивления к значению приведенного вторичного при номинальном режиме;

$B_T$  — коэффициент, зависящий от глубины паз.

Время торможения вхолостую определяется по статической характеристике:

$$t_T = J\omega_c \int_1^2 \frac{dS}{M}. \quad (2)$$

В целях сопоставления значений тормозных потерь в обмотке статора, рассчитанных по приведенной формуле (1) с действительными, было проведено осциллографирование тормозных токов и скоростей двух короткозамкнутых двигателей при торможении вхолостую. Один из этих двигателей типа АО-62/6 имел глубокий паз, а второй типа АД-31/4 круглый паз. Тормозные потери в обмотке статора определялись по формуле:

$$\Delta A_{IT} = 3I_{ср.кв}^2 r_1 t_T, \quad (3)$$

где  $I_{ср.кв}$ ,  $t_T$  — среднеквадратичный пусковой ток и время торможения, найденные по осциллограммам.

Значения потерь и времени, полученные опытным и расчетным путями, сопоставлены в табл. 1.

Таблица 1

Тип двигателя	АО-62/6		АД-31/4	
	$t_T$ , сек	$\Delta A_{IT}$ , дж	$t_T$ , сек	$\Delta A_{IT}$ , дж
Опытное значение . . . . .	0,095	1 470	0,067	360
Расчетное значение . . . . .	0,115	1 880	0,104	530
Погрешность, % . . . . .	21	28	55	47,2

<sup>1</sup> Голован А. Т., Основы электропривода, Госэнергоиздат, 1959.

Как видно из таблицы, подобный «статический» расчет дает завышенные значения времени и потерь.

Приведенные на рис. 1 огибающие опытной и расчетной кривых тормозного тока близки друг к другу. Это дает право как мгновенные, так и среднеквадратичные значения тока практически без ошибки определять «статическим» расчетом. Отсюда вытекает, что ошибка в значении тормозных потерь в статоре при определении их по выражению (3) происходит в основном за счет неточного значения времени, определяемого формулой (2). Как следует из этой формулы, неточность в определении времени торможения может быть обусловлена лишь неправильным значением тормозного момента. Последнее вызвано пренебрежением свободными составляющими момента, возникающими в тормозном режиме. Таким образом, для уточнения значений времени торможения и тормозных потерь в статоре необходимо внести поправку на «свободные моменты», определяемые переходными токами.

Переходные токи определяются путем системы дифференциальных уравнений для тока статора и ротора, в которых процесс рассматривается, как включение двигателя на сеть прямой последовательности при угловой скорости ротора  $\omega_p$ . Эти уравнения, как известно, имеют вид:

$$\bar{U}_1 = \bar{i}_1 r_1 + L_1 p \bar{i}_1 + M p \bar{i}_2;$$

$$0 = \bar{i}_2 r_2' + L_2 (p + j\omega_p) \bar{i}_2 + M(p + j\omega_p) \bar{i}_1,$$

где  $r_1$  и  $r_2'$  — первичное и приведенное вторичное сопротивление;

$L_1$ ,  $L_2$  и  $M$  — индуктивности и взаимоиндуктивность обмоток.

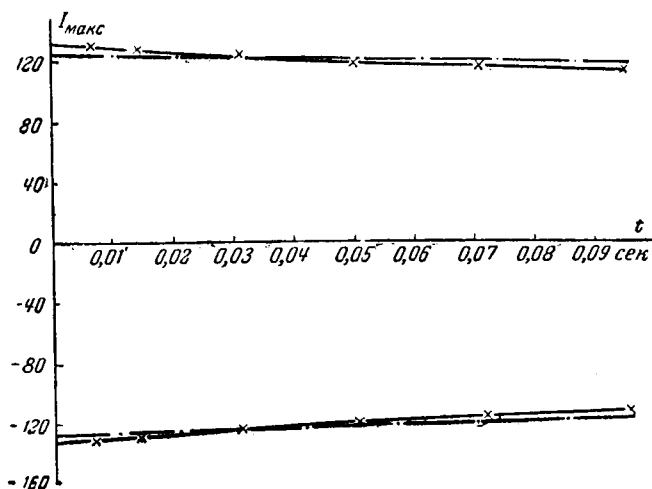


Рис. 1. Огибающие расчетной и опытной кривой тока.

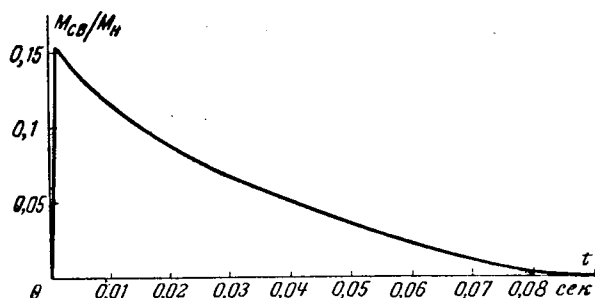


Рис. 2. Аперриодическая свободная составляющая момента двигателя АО-62/6.

В дальнейшем при определении отдельных составляющих переходных токов для упрощения положено, что ротор вращается с неизменной скоростью, равной синхронной. В этом случае дифференциальные уравнения для токов являются уравнениями второго порядка, решаемыми с помощью характеристического уравнения:

$$p^2\sigma + p\left(\frac{1}{T_1} + \frac{1}{T_2} + j\omega_c\sigma\right) + \left(j\frac{\omega_c}{T_1} + \frac{1}{T_1T_2}\right) = 0,$$

где

$$T_1 = \frac{L_1}{r_1}; T_2 = \frac{L_2}{r_2}; \sigma = 1 - \frac{M^2}{L_1L_2}.$$

Его решение дает для первичного и вторичного токов три составляющие, из которых одна вынужденная и две свободных:

$$\begin{aligned} \bar{i}_1 &= \bar{i}_{1\text{вын}} + \bar{i}'_{1\text{св}} + \bar{i}''_{1\text{св}}; \\ \bar{i}_2 &= \bar{i}_{2\text{вын}} + \bar{i}'_{2\text{св}} + \bar{i}''_{2\text{св}}. \end{aligned}$$

Вынужденные токи имеют частоту сети, а амплитуды их определяются напряжением и параметрами машины в установившемся режиме.

Свободные составляющие токов имеют частоты  $\omega_1$  и  $\omega_2$  и затухают соответственно с постоянными времени  $\frac{1}{\alpha_1}$  и  $\frac{1}{\alpha_2}$ . Частоты и постоянные времени, как обычно, определяются характеристическим уравнением. Намагничивающий ток  $i_\mu$  представляет сумму первичного и вторичного токов:

$$\bar{i}_\mu = \bar{i}_1 + \bar{i}_2$$

и поэтому включает в себя то же три слагаемых

$$\bar{i}_\mu = \bar{i}_{\mu\text{вын}} + \bar{i}_{\mu\text{св1}} + \bar{i}_{\mu\text{св2}}.$$

Если полагать, что магнитная цепь машины не насыщена, то момент, развиваемый машиной в переходном процессе, определится формулой:

$$M = kI_\mu I_2 \sin \theta,$$

где  $\theta$  — угол между векторами токов  $\bar{I}_\mu$  и  $\bar{I}_2$ .

После замены для упрощения выкладок трехфазного двигателя эквивалентным двухфазным момент переходного режима, определяемый по последней формуле, представляется суммой, состоящей из девяти составляющих. Одна из этих составляющих представляет собой вынужденный момент, а остальные восемь свободные, из которых шесть затухающих знакопеременных и две затухающие тормозные. Знакопеременные составляющие в сред-

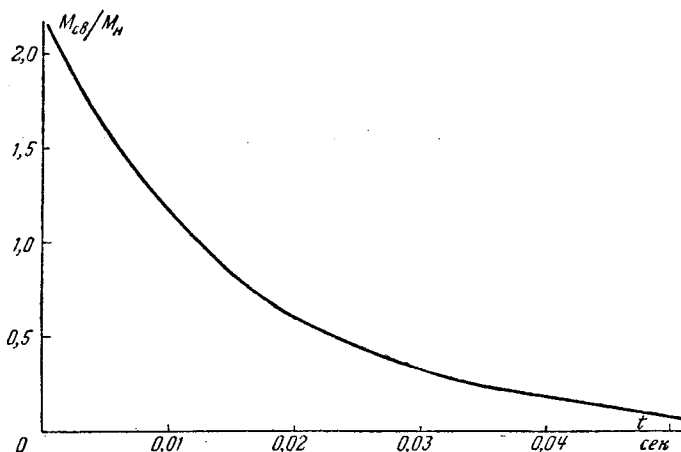


Рис. 3. Аперриодическая свободная составляющая момента двигателя АД-31/4.

нем дают относительно малые значения, которыми можно пренебречь. Из двух затухающих составляющих одна, имеющая больший коэффициент затухания, тоже может быть отброшена вследствие ее относительной малости.

Таким образом, из восьми свободных составляющих можно учесть лишь тормозную, имеющую меньший коэффициент затухания. В основном именно за счет ее действия ускоряется тормозной процесс и уменьшаются потери. Выражение для этой составляющей момента имеет вид:

$$M_{св} = kI_\mu I'_2 e^{-2\alpha_1 t} \sin(\varphi'_\mu - \varphi'_2),$$

где  $\varphi'_\mu$  — угол между векторами  $\bar{U}$  и  $\bar{I}_{\mu\text{св1}}$ ;

$\varphi'_2$  — угол между векторами  $\bar{U}$  и  $\bar{I}_{\text{св2}}$ ;

$$k \approx \frac{M_H}{I_{\mu\text{н}} I'_{2\text{н}}},$$

где  $M_H$ ,  $I_{\mu\text{н}}$ ,  $I'_{2\text{н}}$  — номинальные значения момента и токов.

В дальнейших расчетах времени и потерь тормозной момент принимался равным сумме, вынужденной и рассмотренной аперриодической затухающей составляющей.

Результаты вычисления этой составляющей момента в зависимости от времени для двигателя АО-62/6 приведен на рис. 2, а для двигателя АД-31/4 на рис. 3.

Сопоставление уточненных таким образом значений времени и потерь торможения дано в табл. 2.

Таблица 2

Тип двигателя	АО-62/6		АД-31/4	
	$t_T, \text{сек}$	$\Delta A_{\Gamma}, \text{дж}$	$t_T, \text{сек}$	$\Delta A_{\Gamma}, \text{дж}$
Параметры				
Опытное значение . . . . .	0,095	1 470	0,067	360
Уточненное расчетное значение . . . . .	0,102	1 670	0,0715	395
Погрешность, % . . . . .	7,3	13,7	15,8	9,7

Из таблицы видно, что все погрешности лежат в пределах, вполне допустимых для подобного рода расчетов.

[29.5.1964]

# Влияние активного сопротивления и переходных процессов в обмотке статора на изменение роторного угла синхронной машины

Доктор техн. наук Г. Т. АДОНИЦ, канд. техн. наук П. А. МАТЕВОСЯН и инж. С. Г. АКОПЯН

Ереван

Применение математических машин непрерывного действия (ММНД) позволило исследовать различные режимы работы синхронных генераторов с учетом большого числа факторов. Но в некоторых случаях из-за ограниченной точности ММНД и для упрощения схемы моделирования предлагается не учитывать параметры уравнений, погрешность от пренебрежения которыми соизмерима с погрешностью ММНД.

В статье приводится аналитическое определение и исследование при помощи ММНД влияния активного сопротивления обмотки статора и переходных процессов в статоре синхронных генераторов различной мощности на закон изменения роторного угла  $\theta$  в переходном процессе при трехфазном коротком замыкании на зажимах машины. В режиме трехфазного короткого замыкания возникают наиболее тяжелые динамические переходы и, кроме того, в значительной мере облегчается аналитическое исследование.

Приводятся также результаты анализа соизмеримости погрешностей от пренебрежения активным сопротивлением и переходными процессами в обмотках статора с погрешностью решения уравнений синхронного генератора (11) на ММНД для упрощения этих уравнений при их моделировании на ММНД.

В работе проанализированы результаты расчета угла  $\theta$  для больших и малых синхронных машин, так как в некоторых случаях для уточнения методики расчета (состава дифференциальных уравнений, параметров машины, начальных условий и др.) необходимо сопоставить результаты расчета и эксперимента. Но эксперимент на крупных машинах сопряжен со значительными трудностями, поэтому исследование проводят на лабораторных (серийных) машинах малой мощности. Однако при этом необходимо в уравнениях синхронной машины учитывать «малые» параметры (например, активное сопротивление обмотки статора и ротора), а для крупных машин эти параметры являются сравнительно малыми. Таким образом, анализ переходных процессов в малых синхронных машинах представляет большой интерес для построения методики расчета и исследования синхронных машин с использованием ЦВМ и ММНД. Кроме того, расчет режимов малых синхронных машин имеет самостоятельное значение.

В данном исследовании уравнений синхронного генератора потери в стали и влияние высших гармонических тока не учитывались, скольжение  $s$  принималось равным нулю. Такие допущения в значительной мере упростили исследование, в то же время существенного значения в настоящей постановке задачи не имеют [Л. 4—6].

В основу исследования положены дифференциальные уравнения Горева — Парка [Л. 1].

Электромагнитный момент определяется формулой:

$$M_e = \frac{1}{x_q} (u_d + u_r + u_D) u_q - \frac{1}{x_d} (u_q + u_Q) u_d. \quad (1)$$

Подставляя в уравнение (1) выражения  $u_d$ ,  $u_r$ ,  $u_q$ ,  $u_D$  и  $u_Q$ , приведенные в [Л. 1, стр. 515], после ряда преобразований можно получить:

$$\begin{aligned} M_e &= M'_{ea} + \\ &+ (A_s + B_s \varepsilon^{-\rho' D \tau} + C_s \varepsilon^{-\rho'' Q \tau} + D_s \varepsilon^{-\rho' r \tau}) \varepsilon^{\beta \tau} \sin \tau + \\ &+ (A_c + B_c \varepsilon^{-\rho' D \tau} + C_c \varepsilon^{-\rho'' Q \tau} + D_c \varepsilon^{-\rho' r \tau}) \varepsilon^{\beta \tau} \cos \tau + \\ &+ G_s \varepsilon^{2\beta \tau} \sin 2\tau + G_c \varepsilon^{2\beta \tau} \cos 2\tau + h \varepsilon^{2\beta \tau}, \end{aligned} \quad (2)$$

где

$$\begin{aligned} M'_{ea} &= \frac{e_r}{x_d} \left[ \frac{e_r}{x_d} + \frac{(u_{d0} + e_r) \mu_d}{x_d \sigma_d} \varepsilon^{-\rho' r \tau} + \right. \\ &+ \left. \frac{u_{d0} + e_r - \rho''_D (u_{q0} - \rho_d e_r)}{x_d} S_d \varepsilon^{-\rho'' D \tau} \right] r; \\ A_s &= \frac{e_r}{x_d} (u_{d0} + e_r) - \frac{\rho_d e_r}{x_q} (u_{q0} - \rho_d e_r) + \\ &+ \frac{\rho_d e_r}{x_d} \left[ \left( \frac{1}{\sigma_d} + S_d \right) (u_{q0} - \rho_d e_r) + \right. \\ &+ \left. \rho''_D S_d (u_{d0} + e_r) \right]; \\ B_s &= \frac{S_d}{x_d} (u_{d0} + e_r) [u_{d0} + e_r - \rho''_D (u_{q0} - \rho_d e_r)]; \\ C_s &= \frac{S_q}{x_q} [(u_{q0} - \rho_d e_r)^2 + \\ &+ \rho''_Q (u_{d0} + e_r) (u_{q0} - \rho_d e_r)]; \\ G_s &= \frac{1}{2} \left\{ [(u_{d0} + e_r)^2 - (u_{q0} - \rho_d e_r)^2] \times \right. \\ &\times \left( \frac{1 + S_q}{x_q} - \frac{\frac{1}{\sigma_d} - S_d}{x_d} \right) - 2 (u_{d0} + e_r) \times \\ &\times (u_{q0} - \rho_d e_r) \left( \frac{S_q \rho''_Q}{x_q} - \frac{\rho''_D S_d}{x_d} \right) \left. \right\}; \\ A_c &= -\frac{e_r}{x_d} (u_{q0} - \rho_d e_r) + \frac{\rho_d e_r}{x_d} (u_{d0} + e_r) - \\ &- \frac{\rho_d e_r}{x_d} \left[ \rho''_D S_d (u_{q0} - \rho_d e_r) + \right. \\ &+ \left. \left( \frac{1}{\sigma_d} + S_d \right) (u_{d0} + e_r) \right]; \\ B_c &= \frac{S_d}{x_d} (u_{q0} - \rho_d e_r) [u_{d0} + e_r - \rho''_D (u_{q0} - \rho_d e_r)]; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C_c &= -\frac{S_q}{x_q} (u_{d_0} + e_r) [(u_{d_0} + e_r) \rho''_Q + u_{q_0} - \rho_d e_r]; \\ D_c &= \frac{\mu_d}{x_d \sigma_d} (u_{d_0} + e_r) (u_{q_0} - \rho_d e_r); \\ G_c &= \frac{1}{2} \left\{ [(u_{d_0} + e_r)^2 - (u_{q_0} - \rho_d e_r)^2] \times \right. \\ &\quad \times \left( \frac{S_q \rho''_Q}{x_q} - \frac{S_d \rho''_D}{x_d} \right) + 2 (u_{d_0} + e_r) \times \\ &\quad \times (u_{q_0} - \rho_d e_r) \left( \frac{1 + S_q}{x_q} - \frac{1}{\sigma_d} + \frac{S_d}{x_d} \right) \left. \right\}; \\ h &= \frac{1}{2} e_s^2 \left( \frac{S_q \rho''_Q}{x_q} + \frac{S_d \rho''_D}{x_d} \right); \\ e_s^2 &= (u_{d_0} + e_r)^2 + (u_{q_0} - \rho_d e_r)^2. \end{aligned} \quad (2)$$

В уравнениях (2) вместо индексов  $rd$  и  $rq$ , применяемых в [Л. 1], введены соответственно индексы  $D$  и  $Q$ .

Выражения  $u_k$  ( $k = d, q, r, D, Q$ ) согласно [Л. 1] соответствуют крупным машинам, для которых обычно принимаются  $\rho_d, \rho_q, \rho_r$  пренебрежимо малыми. Поэтому используемые в (2) корни характеристического уравнения синхронной машины (согласно [Л. 1], стр. 515) получены с пренебрежением малых параметров выше второго порядка, т. е. произведений, квадратов и т. д. от  $\rho_d, \rho_q, \rho_r$ .

Принимая в уравнении (2)  $\rho_d = 0$ , можно получить формулу, приведенную в работе А. И. Важнова [Л. 2], с разницей только в первом слагаемом  $M'_{ea}$  электромагнитного момента. Взамен  $M'_{ea}$  в работе [Л. 2] принимается выражение<sup>1</sup>:

$$\begin{aligned} M_{ea} &= \left[ \frac{e_r}{x_d} + \frac{(e_r + u_{d_0}) \mu_d}{x_d \sigma_d} \varepsilon^{-\rho'_r \tau} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_r + u_{d_0} - \rho''_D u_{q_0}}{x_d} S_d \varepsilon^{-\rho''_D \tau} \right]^2 r. \end{aligned} \quad (3)$$

Уравнение (3) составлено А. И. Важновым, исходя из предположений, что искомая составляющая момента пропорциональна потерям в меди статора синхронной машины от основной гармоники продольной составляющей тока, т. е. вывод был сделан исходя из условия  $i_{d_a}^2 r = 0$  и  $i_{q_a} = 0$ , где  $i_{d_a}$  и  $i_{q_a}$  — аperiodические составляющие продольного и поперечного токов статора [Л. 3].

Принимая во внимание обоснования при выводе формулы (3) и приближенность выражений  $u_d, u_q, u_r, u_D, u_Q$ , уравнение, соответствующее первому слагаемому формулы (2), представим в виде:

$$\begin{aligned} M''_{ea} &= \left[ \frac{e_r}{x_d} + \frac{(e_r + u_{d_0}) \mu_d}{x_d \sigma_d} \varepsilon^{-\rho'_r \tau} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{e_r + u_{d_0} - \rho''_D (u_{q_0} - \rho_d e_r)}{x_d} S_d \varepsilon^{-\rho''_D \tau} \right]^2 r. \end{aligned} \quad (3a)$$

В результате уравнение для определения электромагнитного момента с учетом формулы (3a) представим окончательно:

<sup>1</sup> Формула приведена в обозначениях, принятых в настоящей статье.

$$\begin{aligned} M_\theta &= M''_{ea} + \\ &+ (A_s + B_s \varepsilon^{-\rho''_D \tau} + C_s \varepsilon^{-\rho''_Q \tau} + D_s \varepsilon^{-\rho'_r \tau}) \varepsilon^{\beta \tau} \sin \tau + \\ &+ (A_c + B_c \varepsilon^{-\rho''_D \tau} + C_c \varepsilon^{-\rho''_Q \tau} + D_c \varepsilon^{-\rho'_r \tau}) \varepsilon^{\beta \tau} \cos \tau + \\ &+ G_s \varepsilon^{2\beta \tau} \sin 2\tau + G_c \varepsilon^{2\beta \tau} \cos 2\tau + h \varepsilon^{2\beta \tau}. \end{aligned} \quad (4)$$

Для исследования закона изменения угла  $\theta$  в функции времени воспользуемся уравнением равновесия моментов:

$$\omega_s C \frac{d^2 \theta}{d\tau^2} = M_m - M_\theta. \quad (5)$$

После двукратного интегрирования по синхронному времени  $\tau$  пренебрежения слагаемыми второго порядка и ряда преобразований уравнение движения ротора представим в виде:

$$\begin{aligned} \theta_s &= \frac{M_m - a}{2\omega_s C} \tau^2 - \frac{1}{\omega_s C} \left\{ \frac{e}{\rho_D^{1/2}} (\varepsilon^{-\rho''_D \tau} + \rho''_D \tau - 1) + \right. \\ &\quad + \frac{c}{4\rho_D^{1/2}} (\varepsilon^{-2\rho''_D \tau} + 2\rho''_D \tau - 1) + \\ &\quad + \frac{d}{\rho_r^{1/2}} (\varepsilon^{-\rho'_r \tau} + \rho'_r \tau - 1) + \\ &\quad + \frac{f}{4\rho_r^{1/2}} (\varepsilon^{-2\rho'_r \tau} + 2\rho'_r \tau - 1) + \\ &\quad + \frac{g}{(\rho'_r + \rho''_D)^2} [\varepsilon^{(-\rho'_r + \rho''_D) \tau} + (\rho'_r + \rho''_D) \tau - 1] + \\ &\quad + \frac{h}{4\beta^2} (\varepsilon^{2\beta \tau} - 2\beta \tau - 1) + A_s (\tau - \varepsilon^{\beta \tau} \sin \tau) - \\ &\quad - A_c (\beta \tau + 1 - \varepsilon^{\beta \tau} \cos \tau) + \frac{B_s - B_c (\beta - \rho''_D)}{1 + (\beta - \rho''_D)^2} \tau + \\ &\quad + D_s (\tau - \varepsilon^{(\beta - \rho'_r) \tau} \sin \tau) + D_c (1 - \varepsilon^{(\beta - \rho'_r) \tau} \cos \tau) + \\ &\quad \left. + \frac{G_c}{4} (1 - \varepsilon^{2\beta \tau} \cos 2\tau) + \frac{1}{2} (G_s - G_c \beta) \tau \right\}, \end{aligned} \quad (6)$$

где

$$\begin{aligned} a &= \frac{\rho_d}{x_d} e_r^2; \\ b &= \frac{2\rho_d S_d}{x_d} e_r [e_r + u_{d_0} - \rho''_D (u_{q_0} - \rho_d e_r)]; \\ c &= \frac{\rho_d S_d^2}{x_d} [e_r + u_{d_0} - \rho''_D (u_{q_0} - \rho_d e_r)]; \\ d &= \frac{2\rho_d \mu_d}{x_d \sigma_d} (e_r + u_{d_0}) e_r; \\ f &= \frac{\rho_d \mu_d^2}{x_d \sigma_d^2} (e_r + u_{d_0})^2; \\ g &= \frac{2\rho_d S_d \mu_d}{x_d \sigma_d} e_r [e_r + u_{d_0} - \rho''_D (u_{q_0} - \rho_d e_r)]; \end{aligned}$$

Найдем формулу для определения угла  $\theta$  при пренебрежении переходными процессами в статорной обмотке, т. е. при условии:

$$\frac{d\psi_d}{d\tau} = \frac{d\psi_q}{d\tau} = 0.$$

В результате решения уравнений Горева—Парка с учетом отмеченных условий получим:

$$\left. \begin{aligned}
 u_d &= -e_r - (u_{d0} + e_r) \frac{\mu_d}{\sigma_d} \varepsilon^{-\rho' r \tau} + \\
 &+ [(u_{q0} - \rho_d e_r) \rho''_D - (u_{d0} + e_r)] S_d \varepsilon^{-\rho'' D \tau}; \\
 u_r &= e_r + (u_{d0} + e_r) \frac{\mu_d}{\sigma_d} \varepsilon^{-\rho' r \tau} + \\
 &+ [(u_{q0} - \rho_d e_r) \rho''_D + (u_{d0} + e_r)] R_d \varepsilon^{-\rho'' D \tau}; \\
 u_q &= \rho_d e_r - [(u_{d0} + e_r) \rho''_Q + \\
 &+ (u_{q0} - \rho_d e_r)] S_q \varepsilon^{-\rho'' Q \tau}; \\
 u_D &= [- (u_{d0} + e_r) + (u_{q0} - \rho_d e_r) \rho''_D] \times \\
 &\times \frac{a_{13}}{1 + \rho''_D} \varepsilon^{-\rho'' D \tau}; \\
 u_Q &= [(u_{d0} + e_r) \rho''_Q + (u_{q0} - \rho_d e_r)] S_q \varepsilon^{-\rho'' Q \tau}.
 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Уравнение электромагнитного момента с учетом написанных формул будет иметь вид, соответствующий выражению  $M'_{ea}$  формулы (2). Принимая во внимание формулу (3а), после двухкратного интегрирования по синхронному времени получим:

$$\begin{aligned}
 \theta_s &= \frac{M_m - a}{2\omega_s C} \tau^2 - \frac{1}{\omega_s C} \left\{ \frac{b}{\rho_D} (\varepsilon^{-\rho'' D \tau} + \rho''_D \tau - 1) + \right. \\
 &+ \frac{c}{4\rho_D^2} (\varepsilon^{-2\rho'' D \tau} + 2\rho''_D \tau - 1) + \frac{d}{\rho_r} (\varepsilon^{-\rho' r \tau} + \rho'_r \tau - 1) + \\
 &+ \frac{f}{4\rho_r^2} (\varepsilon^{-\rho' r \tau} + 2\rho'_r \tau - 1) + \\
 &+ \frac{g}{(\rho'_r + \rho''_D)^2} [\varepsilon^{-(\rho'_r + \rho''_D) \tau} + (\rho'_r + \rho''_D) \tau - 1] \quad (8)
 \end{aligned}$$

(обозначения  $a, b, c, d, f, g$  те же, что и в формуле (6)).

Из сравнения уравнений (6) и (8) видно, что при пренебрежении переходными процессами в статорной обмотке выражение  $\theta_s$  отличается от выражения  $\theta_a$  на величину слагаемого:

$$\left. \begin{aligned}
 \theta_a - \theta_s &= \frac{1}{\omega_s C} \left\{ \frac{h}{4\beta^2} (\varepsilon^{2\beta \tau} - 2\beta \tau - 1) + \right. \\
 &+ A_s (\tau - \varepsilon^{\beta \tau} \sin \tau) - A_c (\beta \tau + 1 - \varepsilon^{\beta \tau} \cos \tau) + \\
 &+ \frac{B_s - B_c (\beta - \rho''_D)}{1 + (\beta - \rho''_D)^2} \tau + D_s (\tau - \varepsilon^{(\beta - \rho''_D) \tau} \sin \tau) + \\
 &+ D_c [1 - \varepsilon^{(\beta - \rho''_D) \tau} \cos \tau] + \\
 &+ \frac{G_c}{4} (1 - \varepsilon^{2\beta \tau} \cos 2\tau) + \frac{1}{2} (G_s - G_c \beta) \tau \Big\}.
 \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Формулу (9) можно использовать при анализе погрешности, которую вносит в величину угла  $\theta$  пренебрежение переходными процессами в обмотке статора.

Наконец, при пренебрежении переходными процессами и активным сопротивлением в статорной обмотке, т. е. при условии:

$$\rho_d = 0; \quad \rho_q = 0; \quad \frac{d\phi_d}{d\tau} = \frac{d\phi_q}{d\tau} = 0,$$

имеем:

$$M_e = 0; \quad \theta_{10} = \frac{M_m}{2\omega_s C} \tau^2, \quad (10)$$

т. е. значение  $\theta_{10}$  изменяется по закону параболы (индексы при  $\theta$  соответствуют номерам формул статьи).

Уравнения для  $\theta_a, \theta_s, \theta_{10}$  написаны с учетом начального значения угла  $\theta$  при  $t=0$ .

Примеры расчета  $\theta = f(t)$  для двух синхронных машин. С целью выявления степени влияния активного сопротивления обмотки статора и переходных процессов в ней рассмотрим изменение угла  $\theta$  для случаев малой (мощностью 0,3 Мва) и большой (мощностью 40 Мва) синхронных машин<sup>2</sup>.

Параметры этих машин приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры синхронного генератора	Мощность, Мва		Коэффициент рассеяния и магнитная характеристика	Мощность, Мвт	
	40	0,3		40	0,3
$x'_d$	0,77	1,518	$\rho_d$	0,00545	0,0419
$x'_d$	0,26	0,208	$\rho_r$	0,00056	0,00212
$x''_d$	0,17	0,146	$\rho_D$	0,128	0,14
$x''_q$	0,49	0,934	$\rho_Q$	0,00858	0,068
$x_q$	0,26	0,161	$\rho_Q$	0,145	0,166
$x_r$	0,88	1,55	$\mu_d$	0,662	0,863
$x_D$	0,13	1,525	$\mu'_d$	0,757	0,876
$x_Q$	0,27	0,916	$\mu_d$	0,712	0,856
$r$	0,0042	0,0235	$\mu_q$	0,47	0,827
$r_r$	0,00049	0,00328	$\rho'_r$	0,00165	0,0155
$r_D$	0,0166	0,212	$\rho''_D$	0,68	1,37
$r_Q$	0,039	0,152	$\rho''_Q$	0,27	0,96

В табл. 2 приведены начальные значения переменных обоих типов генераторов соответственно для режимов  $P=1$  и  $P=2/3$  (в относительных единицах).

Таблица 2

Начальные значения переменных параметров	Мощность 40 Мва $\cos \varphi = 0,85, e_s = 1$		Мощность 0,3 Мва $\cos \varphi = 0,85, e_s = 1$	
	$P=1$ отн. ед.	$P=2/3$ отн. ед.	$P=1$ отн. ед.	$P=2/3$ отн. ед.
$u_{d0}$	-0,716	-0,454	-1,553	-0,971
$u_{q0}$	0,353	0,262	0,543	0,427
$e_r$	1,657	1,41	2,468	1,919
$\theta_0$	20°27'	15°10'	28°35'	22°38'

С учетом параметров и начальных значений переменных, приведенных в табл. 1 и 2, по формулам

<sup>2</sup> Под понятием «большая синхронная машина» условно имеется в виду синхронный генератор, у которого  $r < 0,008$ , а под понятием «малая синхронная машина» — синхронный генератор, у которого  $r > 0,02$ .



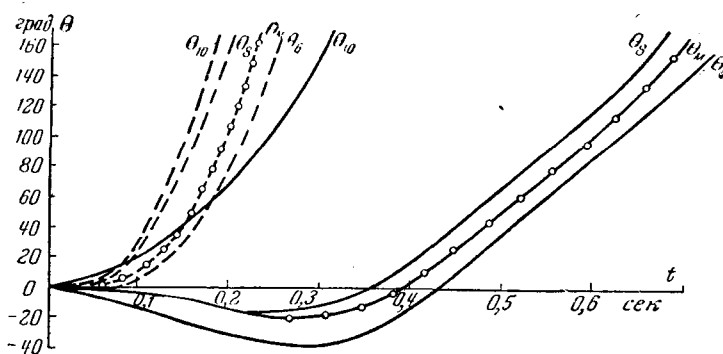


Рис. 1. Изменение роторного угла  $\theta$  во времени в режиме  $P=1$  отн. ед. для большой (пунктирные кривые) и малой (сплошные кривые) синхронных машин.

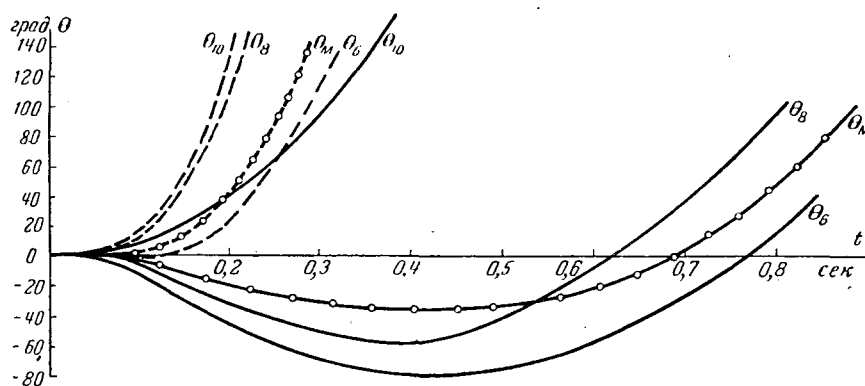


Рис. 2. Изменение роторного угла  $\theta$  во времени в режиме  $P=2/3$  отн. ед. для большой (пунктирные кривые) и малой (сплошные кривые) синхронных машин.

(6), (8) и (10) вычислены значения углов  $\theta_6$ ,  $\theta_8$  и  $\theta_{10}$  (в градусах) в функции времени для большой и малой машин. На рис. 1 приведены кривые изменения угла  $\theta(t)$  при нагрузке  $P=1$ , а на рис. 2 кривые изменения  $\theta(t)$  при  $P=2/3$ .

На этих же графиках приведены кривые изменения угла  $\theta_M$ , построенные на основе решения уравнений (11) на математической машине типа МПТ-9:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\psi_d}{d\tau} + \psi_q + p_d u_d &= 0; & \psi_r &= \mu_{rd} u_d + u_r + g_1 u_D; \\ \frac{d\psi_q}{d\tau} - \psi_d + p_q u_q &= 0; & \psi_D &= \mu'_{dD} u_d + g_2 u_r + u_D; \\ \frac{d\psi_r}{d\tau} + p_r u_r &= p_r e_r; & \psi_d &= u_d + u_r + u_D; \\ \frac{d\psi_D}{d\tau} + p_D u_D &= 0; & \psi_q &= u_q + u_Q; \\ \frac{d\psi_Q}{d\tau} + p_Q u_Q &= 0; & \psi_Q &= \mu_{qQ} u_q + u_Q; \\ & & \omega_s C \frac{d^2 \theta}{d\tau^2} &= M_m - \frac{1}{x_q} \psi_d u_q + \\ & & & + \frac{1}{x_d} \psi_q u_d, \end{aligned} \right\} (11)$$

где  $\tau = \omega_s t = 314t$ .

Кривая изменения угла  $\theta$ , полученная с помощью ММНД при пренебрежении активным сопротивлением и переходными процессами, практически совпала с кривой  $\theta_{10}$  (рис. 1 и 2).

**Выводы.** 1. При моделировании на ММНД дифференциальных уравнений большой синхронной машины пренебрежение активным сопротивлением и переходными процессами в обмотках статора допустимо, так как погрешность  $\theta(t)$  от пренебрежения этими слагаемыми в уравнениях (11) соизмерима с погрешностью решения уравнений (11) на ММНД (пунктирные кривые на рис. 1 и 2).

2. При моделировании уравнений малой синхронной машины погрешность от пренебрежения переходными процессами в обмотках статора также соизмерима с погрешностью решения уравнений (11) на ММНД (сплошные кривые  $\theta_6$ ,  $\theta_8$ ,  $\theta_M$  на рис. 1 и 2), а пренебрежение активным сопротивлением в обмотках статора приводит к существенным погрешностям (сплошная кривая  $\theta_{10}$  на рис. 1 и 2).

**Приложение.** Расшифровка элементов приведенных формул:

$u_d, u_q$  — переменные, пропорциональные продольной и поперечной составляющим тока статора;

$u_r, u_D, u_Q$  — э. д. с., индуцируемые в фазах статора токами обмотки возбуждения, продольной и поперечной демпферных обмоток;

$e_r$  — приложенная э. д. с. в контуре возбуждения;

$p_d, p_q$  — коэффициенты рассеяния энергии контуров статора;

$p_r, p_D, p_Q$  — коэффициенты рассеяния энергии контуров ротора;

$\mu_d, \mu'_d$  — коэффициенты магнитной связи контуров статора с контуром возбуждения, продольным и поперечным демпферными контурами;

$\psi_d, \psi_q$  — продольная и поперечная составляющие потокосцепления статора;

$\psi_r, \psi_D, \psi_Q$  — потокосцепление контура возбуждения продольного и поперечного демпферных контуров;

$g_1 = \sqrt{\frac{\mu_{dD} \mu_{dD}}{\mu'_d \mu_d}}; g_2 = \sqrt{\frac{\mu'_{dD} \mu_{dD}}{\mu_d \mu_d}}$  — магнитные характеристики продольных контуров машины;

$\mu_d$  — коэффициент магнитной связи контура возбуждения и продольного демпферного контура;

$\tau = \omega_s t = 314t$  — синхронное время;

$\omega_s$  — синхронная угловая частота машины;

$M_m$  — момент внешних сил, приложенных к ротору;

$C$  — инерционная постоянная;

$P$  — активная мощность генератора;

$e_s$  — фазовое напряжение на шинах генератора;

$p_r, p_d, p_q$  — коэффициенты рассеяния энергии контуров статора и ротора;

$p'_r, p'_D, p'_Q$  — приведенные коэффициенты рассеяния энергии контуров ротора;

$\beta$  — действительная часть комплексного корня характеристического уравнения;

$x_d, x_q$  — синхронные реактивности машины в продольной и поперечной осях;

$r$  — активное сопротивление фаз статора;

$i_{d_a}, i_{q_a}$  — аperiodические слагающие продольного и поперечного тока статора;

$\theta$  — угол между продольной осью ротора и синхронно вращающейся осью;

$\theta_6$  — угол  $\theta$  при учете активного сопротивления и переходных процессов в обмотках статора;

# Режим работы генератора затухающих колебаний при индукционном нагреве

Доктор техн. наук, проф. А. В. ДОНСКОЙ, инж. В. В. СМОРЕДИНОВ

Ленинградский политехнический институт имени М. И. Калинина

До настоящего времени все процессы, связанные с индукционным нагревом, осуществлялись в электромагнитных полях, образованных синусоидальными токами разных частот. Частота тока, применяемая при индукционном нагреве, во всех случаях выбирается не менее какой-то минимально необходимой величины для получения достаточно высокого электрического к. п. д. электромагнитной системы индуктор — металл. С уменьшением геометрических размеров нагреваемых тел в направлении распространения электромагнитной волны постоянно возникает необходимость повышения частоты тока без снижения к. п. д. источников питания. В настоящее время наиболее экономичными преобразователями частоты для индукционного нагрева являются ионные инверторы [Л. 1 и 2]. Но возможные частоты тока, получаемые с помощью ионных инверторов, ограничиваются величинами порядка 2,5—5 кГц. Схемы ионных инверторов с удвоением или утроением выходной частоты получаются слишком сложными. Более высокие частоты можно получить с помощью машинных и ламповых генераторов, но их к. п. д. значительно ниже, чем к. п. д. ионных инверторов.

С целью сохранения всех энергетических преимуществ, появившихся при применении ионных приборов, представляется целесообразным воспользоваться получением с их помощью затухающих колебаний частотой до единиц мегагерц при частоте действия самих ионных приборов в десятки и сотни раз меньшей.

В этом направлении уже несколько лет проводятся экспериментальные и теоретические исследования, которые безусловно приведут к созданию новых типов электротермических установок с ионными или полупроводниковыми генераторами затухающих колебаний [Л. 3—5].

При использовании генератора затухающих колебаний для индукционного нагрева существенное значение для режима его работы имеет активное

сопротивление, вносимое нагреваемым металлом в колебательный контур.

Наиболее детальный теоретический анализ работы генератора затухающих колебаний, проведенный в [Л. 4], дает лишь приближенную картину происходящих явлений при пренебрежении активными сопротивлениями.

В настоящей статье предпринимается попытка дать наиболее полный анализ работы генератора затухающих колебаний с учетом реальных параметров схемы. Схема генератора затухающих колебаний, представленная на рис. 1, а, в момент проводимости вентиля  $T$  может быть преобразована в схему, изображенную на рис. 1, б, которая описывается системой дифференциальных уравнений:

$$u_K = -L_p \frac{di}{dt} - \frac{1}{C_p} \int idt = -L_K \frac{di_L}{dt} - r i_L = \frac{1}{C_K} \int i_C dt; \quad (1)$$

$$i(t)|_{t=0} = i_L(t)|_{t=0} = \frac{1}{C_K} \int i_C(t) dt|_{t=0} = 0; \quad (2)$$

$$u_{C_p}(t)|_{t=0} = -E_m. \quad (3)$$

С учетом начальных условий (2) и (3) преобразование по Лапласу выражения (1) будет иметь вид:

$$u_K(p) = -pL_p i(p) - \frac{i(p)}{pC_p} + \frac{E_m}{p} = -pL_K i_L(p) - r_K i_L(p) = \frac{i_C(p)}{pC_K}. \quad (4)$$

Учитывая, что

$$i_C(p) = i(p) + i_L(p), \quad (5)$$

$$\frac{1}{pC_K} [i(p) + i_L(p)] = -pL_K i_L(p) - r_K i_L(p), \quad (6)$$

отсюда

$$i_L(p) = - \frac{i(p)}{(p^2 L_K C_K + p C_K r_K + 1)}. \quad (7)$$

- $\theta_a$  — угол  $\theta$  при пренебрежении переходными процессами в обмотках статора;  
 $\theta_{10}$  — угол  $\theta$  при пренебрежении активным сопротивлением и переходными процессами в обмотках статора;  
 $\theta_M$  — угол  $\theta$ , полученный в результате решения уравнений (11) на ММНД.

## Литература

1. Горев А. А., Переходные процессы синхронной машины, Госэнергиздат, 1950.
2. Важеннов А. И., Движение ротора синхронного генератора при внезапном коротком замыкании, Труды ЛПИ, 1958, № 195.

3. Важеннов А. И., Основы теории переходных процессов синхронных машин, Госэнергиздат, М., 1960.

4. Казовский Я. И., Энергетические соотношения при внезапном коротком замыкании синхронной машины, «Электричество», 1954, № 7.

5. Поляк Н. А., Учет насыщения синхронной машины с явно выраженными полюсами при расчетах динамической устойчивости, «Электричество», 1954, № 10.

6. Каган Б. М. и Урман Е. А., Исследования на цифровой машине динамической устойчивости при различных допущениях, принимаемых для математического моделирования переходных процессов в синхронном генераторе, Научно-техническое совещание по применению новой вычислительной техники при проектировании и эксплуатации энергетических систем, вып. III, Киев, 1960.

[7.7.1964]

Подставляя уравнение (7) в уравнение (4) и вводя дополнительные обозначения

$$\frac{C_p}{C_K} = m, \quad \frac{L_p}{L_K} = n, \quad \frac{1}{L_K C_K} = \omega_0^2, \quad \frac{r_K}{L_K} = \delta, \\ a = \frac{1}{n} + \frac{1}{mn}, \quad b = \frac{1}{mn},$$

получим выражение для тока  $i(p)$ :

$$i(p) = \frac{E_m}{L_K n} \frac{p^2 + \delta p + \omega_0^2}{p^4 + \delta p^3 + \omega_0^2(a+1)p^2 + \omega_0^2 \delta a p + b\omega_0^4}. \quad (8)$$

Для нахождения оригинала из уравнения (8) по формуле разложения необходимо предварительно найти корни многочлена, который стоит в знаменателе уравнения (8).

Принимая за минимальную добротность колебательного контура

$$Q = \frac{i\omega_0}{\delta} = 5,$$

с достаточной степенью точности корни знаменателя можно записать в виде:

$$p_{1,2} = \varepsilon_1 \pm j\Omega_1, \quad p_{3,4} = \varepsilon_2 \pm j\Omega_2,$$

где

$$\varepsilon_{1,2} = -\frac{\delta}{4} \left[ 1 \pm \frac{\frac{a-1}{2}}{\sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}} \right], \quad (9)$$

$$\Omega_{1,2} = \omega_0 \sqrt{\frac{a+1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}}. \quad (10)$$

На основании уравнений (8), (9) и (10) по формуле разложения можно записать выражение для тока  $i(t)$ :

$$i(t) = \frac{E_m}{2cnL_K\omega_0} \left\{ \frac{1-A_1^2}{A_1} e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \sin A_1 \omega_0 t - \frac{1-A_2^2}{A_2} e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \sin A_2 \omega_0 t + \right. \\ \left. + \frac{\delta}{\omega_0} \left( 1 - \frac{B_1}{2} \right) e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \cos A_1 \omega_0 t - \frac{\delta}{\omega_0} \left( 1 - \frac{B_2}{2} \right) e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \cos A_2 \omega_0 t \right\}, \quad (11)$$

где

$$A_1 = \sqrt{\frac{a+1}{2} - \sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}}; \quad (12)$$

$$A_2 = \sqrt{\frac{a+1}{2} + \sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}}; \quad (13)$$

$$B_1 = 1 + \frac{\frac{a-1}{2}}{\sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}}; \quad (14)$$

$$B_2 = 1 - \frac{\frac{a-1}{2}}{\sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}}; \quad (15)$$

$$c = \sqrt{\left(\frac{a+1}{2}\right)^2 - b}. \quad (16)$$

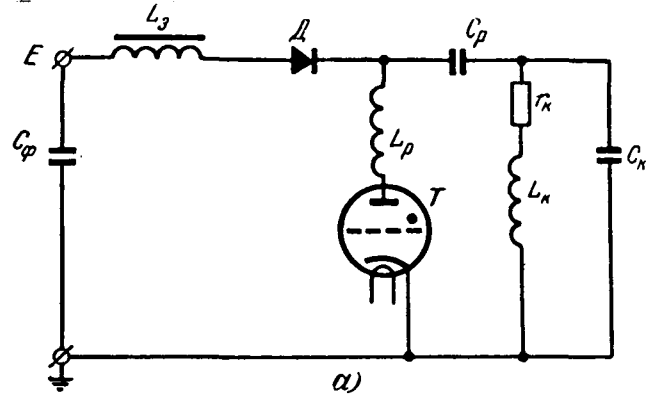


Рис. 1,а.

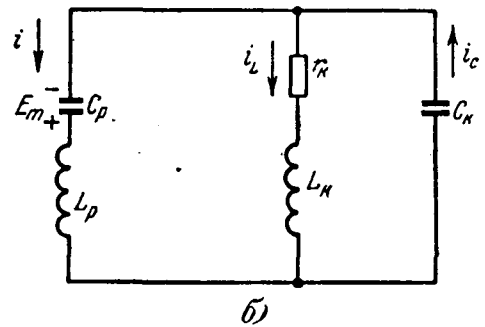


Рис. 1,б.

Переходя от изображения к оригиналу в выражении  $u_{C_p}(p) = -\frac{E_m}{p} + \frac{i(p)}{pC_p}$  и используя уравнения (9), (10), по формуле разложения получим:

$$u_{C_p}(t) = -E_m + \frac{E_m}{C_p L_K n \omega_0^2} \left\{ \frac{1}{b} + \frac{1}{A_2^2 - A_1^2} \times \right. \\ \times \left[ \left( \frac{\delta B_2}{4\omega_0 A_2^3} - \frac{\delta}{\omega_0 A_2} + \frac{\delta B_2}{4\omega_0 A_2} \right) e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \sin A_2 \omega_0 t - \right. \\ \left. - \left( \frac{\delta B_1}{4\omega_0 A_1^3} - \frac{\delta}{\omega_0 A_1} + \frac{\delta B_1}{4\omega_0 A_1} \right) e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \sin A_1 \omega_0 t + \right. \\ \left. + \frac{1-A_2^2}{A_2^2} e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \cos A_2 \omega_0 t - \right. \\ \left. - \frac{1-A_1^2}{A_1^2} e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \cos A_1 \omega_0 t \right] \right\}. \quad (17)$$

Напряжение на контуре  $u_K(p)$  в операторной форме, исходя из уравнений (1), (2), (3), имеет следующий вид:

$$u_K(p) = \frac{E_m}{n} \frac{(p + \delta) \omega_0^2}{p^4 + \delta p^3 + \omega_0^2(a+1)p^2 + \omega_0^2 \delta a p + b\omega_0^4}. \quad (18)$$

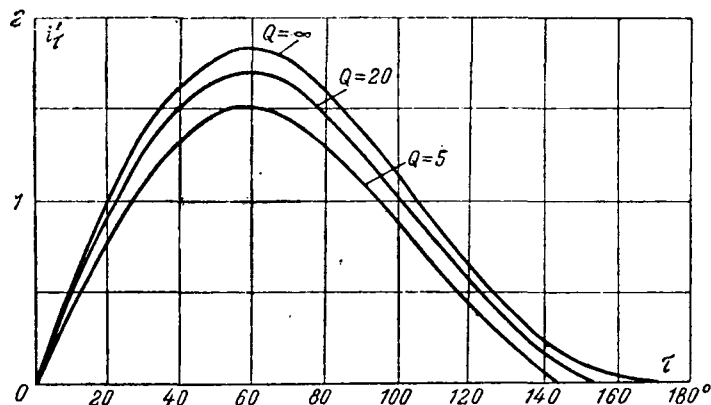


Рис. 2.

По теореме разложения, исходя из уравнения (18), для  $u_K(t)$  получим:

$$u_K(t) = \frac{E_m}{2nc} \left\{ \frac{\delta}{\omega_0 A_1} \left(1 - \frac{B_1}{4}\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \sin A_1 \omega_0 t - \frac{\delta}{\omega_0 A_2} \left(1 - \frac{B_2}{4}\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \sin A_2 \omega_0 t + e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \cos A_1 \omega_0 t - e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \cos A_2 \omega_0 t \right\}. \quad (19)$$

На графике (рис. 2) по уравнению (11) построены зависимости

$$i'(\tau) = \frac{i(\tau) \omega_0 L_K}{E},$$

где  $\tau = A_1 \omega_0 t$  для  $m = 0,5625$ ,  $n = 2,78$  [Л. 4] и добротностей  $Q = \frac{\omega_0}{\delta} = 5; 20; \infty$ .

Из графика (рис. 2) видно, что при уменьшении добротности уменьшается длительность импульса тока через тиратрон и амплитуда тока.

В момент прекращения тока через тиратрон напряжение на колебательном контуре  $u_K(t)$  не равно напряжению на разрядной емкости  $u_{CP}(t)$  и поэтому имеет место скачок обратного напряжения на тиратроне.

Значения напряжения на контуре  $u_K$  и на разрядной емкости  $u_{CP}$  в моменты прекращения прохождения импульса тока через тиратрон для различных добротностей колебательного контура сведены в таблицу.

$Q$	$u_{CP}$	$u_K$	$E_m$
5	$0,52E_m$	$-0,206E_m$	$4,17E$
10	$0,56E_m$	$-0,33E_m$	$4,55E$
20	$0,579E_m$	$-0,426E_m$	$4,75E$
50	$0,59E_m$	$-0,51E_m$	$4,86E$
$\infty$	$0,6E_m$	$-0,6E_m$	$5E$

В таблицу введены также значения  $E_m$  по отношению к напряжению источника питания  $E$  для различных добротностей колебательного контура, вычисленные по формуле [Л. 4]:

$$E_m = \frac{2E}{1 - \frac{u_{CP0}}{E_m}},$$

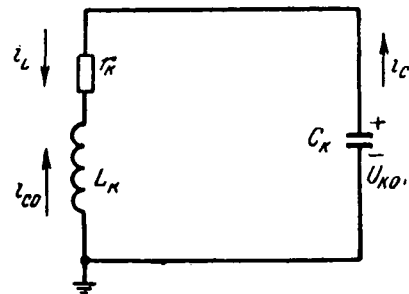


Рис. 3.

где  $u_{CP0}$  — напряжение на емкости  $C_P$  в момент прекращения тока через тиратрон.

Как видно из уравнений (17), (19) и таблицы, в момент прекращения тока через тиратрон имеет место скачок обратного напряжения, т. е. обеспечивается условие запирающего тиратрона. Но так как ударное возбуждение контура осуществляется при ненулевых начальных условиях (остаточный ток  $i_{c0}$  в индуктивности  $L_K$  и остаточное напряжение  $u_{K0}$  на емкости  $C_K$ ), то необходимо выяснить, не выйдет ли напряжение на тиратроне в положительную область в течение первого полупериода свободных колебаний в контуре. Схема колебательного контура в момент прекращения тока через тиратрон представлена на рис. 3. Для нахождения остаточного тока в индуктивности  $L_K$  определим ток  $i_c(t)$ :

$$i_c(t) = \frac{E_m C_K}{nc} \left[ \delta \left(1 - \frac{B_1}{4}\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \cos A_1 \omega_0 t - \delta \left(1 - \frac{B_2}{4}\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \cos A_2 \omega_0 t - e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} A_1 \omega_0 \sin A_1 \omega_0 t + e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} A_2 \omega_0 \sin A_2 \omega_0 t + \frac{\delta}{\omega_0 A_1} \left(1 - \frac{B_1}{4}\right) \left(-\frac{\delta}{4} B_1\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_1 t} \sin A_1 \omega_0 t - \frac{\delta}{\omega_0 A_2} \left(1 - \frac{B_2}{4}\right) e^{-\frac{\delta}{4} B_2 t} \left(-\frac{\delta}{4} B_2\right) \sin A_2 \omega_0 t \right]. \quad (20)$$

Остаточный ток  $i_{c0}$  равен току  $i_c$  в момент прекращения тока через тиратрон. Решая схему, представленную на рис. 3, относительно напряжения на емкости  $C_K$ , найдем:

$$u_{C_K}(t) = \frac{e^{-\frac{\delta}{2} t}}{\sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}}} \left( \frac{u_{K0} \delta}{2\omega_0} + \frac{i_{c0}}{C_K \omega_0} \right) \times \times \sin \omega_0 \sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}} t + u_{K0} e^{-\frac{\delta}{2} t} \cos \omega_0 \sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}} t. \quad (21)$$

Исходя из уравнений (11), (17), (19), (20) и (21), можно убедиться в том, что даже для минимальной добротности колебательного контура  $Q=5$  напряжение на тиратроне не выходит в положительную область в течение первого полупериода свободных колебаний в контуре. Значит время, отводимое для деионизации тиратрона, целиком определяется параметрами зарядной цепи  $L_z, C_p$  и скоростью затухания колебаний в контуре.

На основании проведенного исследования в лаборатории электротехнологических установок ЛПИ имени М. И. Калинина были построены и испытаны опытные генераторы затухающих колебаний, собранные по схеме, изображенной на рис. 1,а, или по схеме с одинаковыми зарядной и разрядной цепями.

Ниже приводятся основные данные экспериментальных генераторов: 1) на двух тиратронах ТР1-15/15 — мощность 45 кВт, частота колебательного контура 8 кГц; 2) на двух водородных тиратронах ТГИ-130/10 — мощность 750 Вт, частота колебательного контура 440 кГц; 3) на двух водородных тиратронах ТГИ-260/12 — мощность 1,5 кВт, частота колебательного контура 440 кГц. Напряжение на тиратроне, ток, потребляемый от выпрямителя, напряжение на колебательном контуре и емкости  $C_p$ , полученные при работе опытного генератора, отличаются от значений, вычисленных по введенным выше формулам, не более чем на 5%.

Проведенное теоретическое исследование, а также испытания опытных генераторов дают возможность определить параметры всех элементов схемы.

Параметры тиратрона в схеме генератора затухающих колебаний должны быть выбраны с учетом максимальных напряжений (наибольшая добротность колебательного контура), а также с учетом наибольшего скачка обратного напряжения в момент прекращения тока через тиратрон (минимальная добротность колебательного контура). При выборе тиратрона нужно также учитывать, что в момент прекращения тока через тиратрон, производная тока не равна нулю. Это влияет на величину обратного пробивного напряжения тиратрона, угол деионизации и требует уменьшения мощности, снимаемой с тиратрона, и снижения частоты колебательного контура. Проведенное исследование процессов в генераторе затухающих колебаний сделано в общем виде и справедливо для любых частот, мощностей и соотношений параметров.

#### Литература

1. Донской А. В., Ивенский Г. В., Электротермические установки с ионными преобразователями повышенной частоты, изд. «Энергия», 1964.
2. Донской А. В., Ивенский Г. В., Автономный параллельный инвертор с удвоением выходной частоты, «Электромеханика», 1960, № 3.
3. H. L. Van der Horst, P. H. G. Van Vlodrop, «Philips Technical Review», 1958/59, v. 20, № 4.
4. Артым А. Д., Донской А. В., Генерирование затухающих колебаний высокой частоты с помощью управляемых ионных разрядников, «Электричество», 1960, № 1.
5. Артым А. Д., Донской А. В., Способ генерирования затухающих колебаний с помощью управляемого ионного разрядника и устройство для его осуществления, Авторское свидетельство № 123571.

[5.9.1964]



УДК 621.313.322—81:621.3.013.62

## О характере самовозбуждения синхронных машин при емкостной нагрузке

Доктор техн. наук, проф. Д. А. ГОРОДСКИЙ

Москва

При емкостной нагрузке или при наличии в линии электропередачи продольной компенсации возможно самовозбуждение синхронных машин, которое может иметь как периодический, так и аperiodический характер. Когда свободные токи в роторе возрастают аperiodически, они изменяют по величине основное поле возбуждения и создают в статоре переменные токи синхронной частоты, в связи с чем такой характер самовозбуждения называют «синхронным». Если же свободные токи в роторе меняются периодически, то создаваемые ими поля вращаются несинхронно, и в этом случае самовозбуждение будет «асинхронным».

Исследованию этого явления посвящен ряд диссертаций и опубликованных статей. При этом обычно исходят из приближенного анализа корней ха-

рактеристического уравнения. Однако в критических зонах корни эти могут иметь близкие значения, и даже при незначительных изменениях параметров они меняются весьма причудливым образом. Поэтому таким путем трудно получить правильное решение и неудивительно, что выводы многих авторов иногда противоречивы.

Одна из последних статей, посвященных этому вопросу, была опубликована в журнале «Электричество» [Л. 1]. В ней указаны зоны с различным характером самовозбуждения синхронных машин. В дополнение к этому в качестве иллюстрации можно привести результаты расчетов корней характеристического уравнения для случая короткого замыкания за компенсированной линией (рис. 1). Для большей общности в цепи статора предусмот-

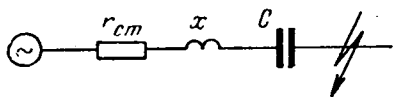


Рис. 1.

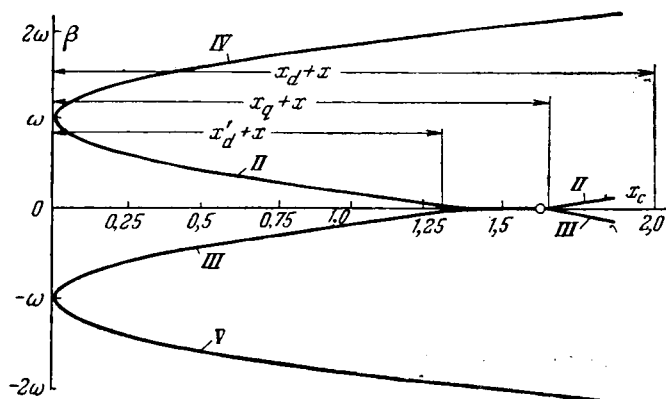


Рис. 2. Значения частот свободных составляющих II—V.

рено активное сопротивление  $R_{ct}$  и реактивное сопротивление линии  $x$ , которое должно быть добавлено ко всем реактивным сопротивлениям генератора. Скорость вращения генератора предполагается строго синхронной; насыщение не учитывается.

Характеристическое уравнение системы, записанное относительно цепи ротора, имеет вид:

$$\begin{aligned}
 & p^5 x'_d x_q + p^4 \left[ \frac{x_d x_q}{\omega T_0} + (x'_d + x_q) r_{ct} \right] + \\
 & + p^3 \left[ \left( \frac{x_d + x_q}{\omega T_0} + r_{ct} \right) r_{ct} + 2x'_d x_q + (x'_d + x_q) x_c \right] + \\
 & + p^2 \left[ \frac{2x_d x_q + r_{ct}^2}{\omega T_0} + (x'_d + x_q) r_{ct} + \right. \\
 & \quad \left. + \left( \frac{x_d + x_q}{\omega T_0} + 2r_{ct} \right) x_c \right] + \\
 & + p \left[ \left( \frac{x_d + x_q + 2x_c}{\omega T_0} + r_{ct} \right) r_{ct} + \right. \\
 & \quad \left. + x'_d x_q - (x'_d + x_q - x_c) x_c \right] + \\
 & + \frac{(x_d - x_c)(x_q - x_c) + r_{ct}^2}{\omega T_0} = 0.
 \end{aligned}$$

Корни его могут быть действительными или комплексно-сопряженными и, вообще говоря, равняются

$$p = \alpha \pm j\beta.$$

Для достаточно типичного частного случая значений параметров синхронной машины:

$$x_d = 1; \quad x_q = 0,65; \quad x'_d = 0,3; \quad x = 1; \quad r_{ct} = 0,08; \\ T_0 = 5; \quad \omega = 314,16$$

уравнение было решено для различных значений компенсирующей емкости  $C$  известным методом [Л. 2]. Полученные при этом значения угловых частот  $\beta$ , выраженные в долях синхронной частоты  $\omega$ , и коэф-

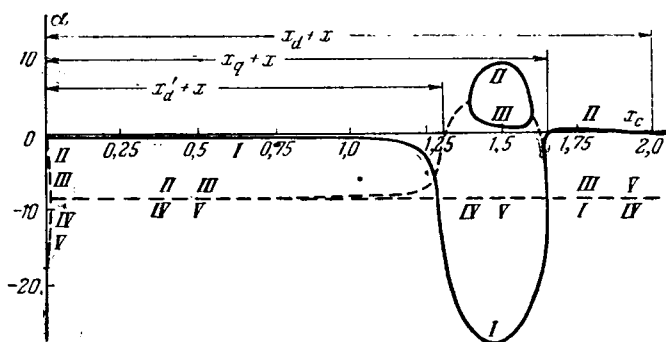


Рис. 3. Значения коэффициентов затухания свободных составляющих I—V.

фициентов  $\alpha$  приведены соответственно на рис. 2 и рис. 3. Коэффициенты  $\alpha$ , относящиеся к комплексно-сопряженным корням, показаны пунктирными линиями. Кривые построены в функции величины  $x_c = \frac{1}{\omega C}$ .

Эти графики дают хорошее представление о сложном характере изменения корней характеристического уравнения и переходе их из одного вида в другой. Положительным значениям коэффициента  $\alpha$  (рис. 3) соответствуют неустойчивые состояния с «синхронным» или «асинхронным» характером самовозбуждения. Последнее имеет место для таких значений  $x_c$ , при которых коэффициент  $\alpha$  положителен и изображен на рис. 3 пунктирной линией.

Таким образом, при  $x_c$ , меняющемся в пределах (приблизительно) от  $x_q + x$  до  $x_d + x$ , самовозбуждение носит синхронный характер, в пределах от  $x'_d + x$  до  $x_q + x$  имеется не только область асинхронного самовозбуждения, но внутри нее еще и обширная зона синхронного самовозбуждения.

При больших значениях коэффициентов  $\alpha$  происходит быстрое нарастание токов и потерь внутри машины, в результате чего скорость уменьшается и условия для поддержания самовозбуждения нарушаются. После восстановления скорости снова возникает самовозбуждение и т. п. Такой процесс, сопровождаемый механическими колебаниями ротора, особенно хорошо наблюдается в экспериментах с небольшими машинами и может называться «репульсионным» самовозбуждением. Кроме того, указанные процессы осложняются также влиянием насыщения, однако ни то ни другое в данной статье не рассматривается. Кроме того, поскольку весь анализ производился при строго синхронной скорости, никакого влияния вращающих моментов на характер протекания процессов самовозбуждения в отличие от [Л. 1] мы не усматриваем.

#### Литература

1. Анисимова П. Д., Веников В. А., Долгинов А. И. и Федоров Д. А., Самовозбуждение и самораскачивание в электрических системах, «Электричество», 1963, № 4.
2. Городский Д. А., Простой способ численного решения алгебраических уравнений, «Электричество», 1951, № 3. [25.5.1964]



# Переходные процессы в вентильных схемах контроля изоляции

Кандидат техн. наук Е. Ф. ЦАПЕНКО

Московское высшее техническое училище имени Баумана

Опыт эксплуатации приборов контроля изоляции, у которых измерительная цепь присоединена к фазам сети через полупроводниковые диоды, показывает, что при различных коммутационных режимах (включения контролируемой сети или ее отдельных участков под рабочее напряжение, подключение самого прибора контроля изоляции к сети и др.) нередко происходят ложные срабатывания сигнальных реле, включенных в измерительную цепь прибора контроля изоляции. Это не вызывает больших осложнений, если прибор выполняет только функции измерения изоляции или сигнализирует о ее ненормальном состоянии. Однако, когда прибор осуществляет защитное отключение сети при повреждении изоляции, его ложные срабатывания приводят к отключениям потребителей со всеми вытекающими отсюда последствиями.

Представляет поэтому практический интерес рассмотрение переходных процессов, происходящих в вентильных схемах контроля изоляции, с целью выявления возможности использования этих схем в устройствах защитного отключения. В данной статье рассматриваются переходные процессы при подключении вентильной схемы контроля изоляции к сети, находящейся под рабочим напряжением. Исследование переходных процессов для этого случая позволит также иметь представление о характере переходных процессов, возникающих при одновременном включении сети и прибора контроля изоляции под рабочее напряжение. Это следует из того, что в обоих случаях дифференциальные уравнения имеют один и тот же вид и только начальные напряжения на емкостях фаз сети по отношению к земле, по которым определяются постоянные интегрирования, имеют другие значения. Следует при этом отметить, что при других видах коммутации (например, при одновременном подключении сети и прибора контроля изоляции к рабочему напряжению или при подключении новых участков сети) переходные токи будут иметь большие значения, так как заряды на емкостях сети в момент коммутации в этом случае отсутствуют.

Принципиальная схема сети с подключенной к ней вентильной схемой контроля изоляции показана на рис. 1. На схеме обозначено:  $R_n$  — эквивалентное активное сопротивление нагрузки прибора;  $L$  — индуктивность измерительной цепи;  $r$  — сопротивления изоляции фаз сети относительно земли;  $C'$  — емкости фаз сети по отношению к земле.

Будем считать, что вентили обладают идеальными характеристиками, т. е. что их сопротивления равны нулю в проводящем направлении и бесконечности — в обратном. Будем также считать, что переход тока с одного вентиль на другой происходит мгновенно.

Обозначив через  $u_0$  — мгновенное значение потенциала земли, на основании законов Кирхгофа получим уравнение для тока в цепи прибора контроля изоляции:

$$i = 3\omega C' \frac{du_0}{d(\omega t)} + \frac{3u_0}{r}. \quad (1)$$

Так как потенциал земли  $u_0$  является величиной неизвестной, то для определения тока  $i$  необходимо располагать дополнительными уравнениями. Их можно получить, рассматривая работу каждого из вентилей в отдельности. Например, для промежутка времени  $0 \leq \omega t \leq \frac{5}{6}\pi - \psi$ , когда ток приводит вентиль в фазе  $a$  (рис. 2), имеем:

$$u_a - u_0 = R_n i + \omega L \frac{di}{d(\omega t)}. \quad (2)$$

Исключая  $u_0$  из уравнений (1) и (2), получаем уравнение для тока  $i$  в указанном интервале времени. Также находятся токи для последующих интервалов времени. Таким образом, ток  $i$  в различные промежутки времени определяется уравнением:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 i}{d(\omega t)^2} + \frac{RR_n C + L}{R\omega CL} \frac{di}{d(\omega t)} + \frac{R + R_n}{R\omega^2 CL} i = \\ = \frac{du}{d(\omega t)} \frac{1}{\omega L} + \frac{u}{R\omega^2 CL}, \end{aligned} \quad (3)$$

где

$$u = U_m \sin(\omega t + \psi) \text{ при } 0 \leq \omega t \leq \frac{5}{6}\pi - \psi;$$

$$u = U_m \sin\left(\omega t + \psi - \frac{2\pi}{3}\right) \text{ при } \frac{5}{6}\pi - \psi \leq \omega t \leq \frac{3}{2}\pi - \psi;$$

$$u = U_m \sin\left(\omega t + \psi - \frac{4\pi}{3}\right) \text{ при } \frac{3}{2}\pi - \psi \leq \omega t \leq \frac{13}{6}\pi - \psi;$$

$$C = 3C'; \quad R = \frac{r}{3}.$$

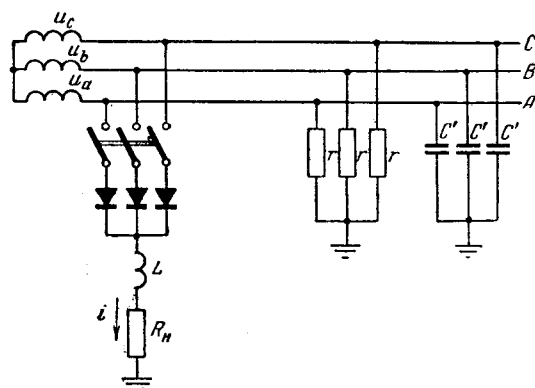


Рис. 1.

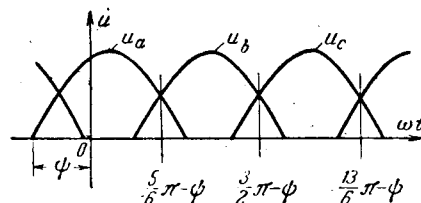


Рис. 2.

Характеристическое уравнение

$$\omega^2 RCLp^2 + \omega(RR_n C + L)p + R + R_n = 0$$

имеет два корня:

$$p_{1,2} = \frac{-(RR_n C + L) \pm \sqrt{(RR_n C + L)^2 - 4RCL(R + R_n)}}{2\omega RCL}$$

Для реальных сетей и параметров вентиляльной схемы контроля изоляции корни  $p_1$  и  $p_2$  являются вещественными. Поэтому решения дифференциального уравнения (3) для различных промежутков времени, представленные в виде суммы принужденной и свободной составляющих тока, будут иметь вид:

$$i^{(n)} = i_{np}^{(n)} + i_{св}^{(n)} = \frac{U_m}{z} \sin \left[ \omega t + \psi - \varphi - (n-1) \frac{2\pi}{3} \right] + A_n e^{p_1 \omega t} + B_n e^{p_2 \omega t};$$

здесь  $n$  — порядковый номер интервала времени проводимости вентиля, начиная с первого;

$$z = \sqrt{\frac{(R + R_n + R^2 R_n \omega^2 C^2)^2 + (\omega L + R^2 \omega^2 C^2 L - R^2 \omega C)^2}{(1 + R^2 \omega^2 C^2)^2}}$$

— полное сопротивление переменному току контура, содержащего сопротивление  $R_n$ , индуктивность  $L$  и включенные параллельно  $R$  и  $C$ ;

$$\varphi = \arctg \frac{\omega L (1 + R^2 \omega^2 C^2) - R^2 \omega C}{R + R_n + R^2 R_n \omega^2 C^2}$$

— угол сдвига фазы переменного тока в том же контуре;

$A_n$  и  $B_n$  — постоянные интегрирования, определяемые из условия, что ток в индуктивности  $L$  и напряжения на емкости  $C$  в момент перехода тока с одного вентиля на другой сохраняют свои значения.

Найдем постоянные интегрирования, рассматривая последовательно каждый интервал работы вентиля.

В интервале  $0 \leq \omega t \leq \frac{5}{6} \pi - \psi$  ( $n=1$ ) напряжение на емкости фазы  $a$  равно:

$$-u_c^{(1)} = \omega L \frac{di}{d(\omega t)} + R_n i = \omega L I_m \cos(\omega t + \psi - \varphi) + R_n I_m \sin(\omega t + \psi - \varphi) + A_1 e^{p_1 \omega t} (\omega L p_1 + R_n) + B_1 e^{p_2 \omega t} (\omega L p_2 + R_n).$$

Принимая во внимание начальные условия  $i^{(1)} = 0$  и  $-u_c^{(1)} = U_m \sin \psi$  при  $\omega t = 0$ , получим:

$$A_1 = -\frac{U_m \sin \psi + \omega L I_m [p_2 \sin(\psi - \varphi) - \cos(\psi - \varphi)]}{\omega L (p_2 - p_1)},$$

$$B_1 = \frac{U_m \sin \psi + \omega L I_m [p_1 \sin(\psi - \varphi) - \cos(\psi - \varphi)]}{\omega L (p_2 - p_1)}.$$

В интервале  $\frac{5}{6} \pi - \psi \leq \omega t \leq \frac{3}{2} \pi - \psi$  ( $n=2$ ) напряжение на емкости фазы  $a$  определяется уравнением:

$$\begin{aligned} -u_c^{(2)} &= u_a - u_b + \omega L \frac{di}{d(\omega t)} + R_n i = \\ &= \sqrt{3} U_m \sin \left( \omega t + \psi + \frac{1}{6} \pi \right) + \omega L I_m \cos \left( \omega t + \psi - \varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + R_n I_m \sin \left( \omega t + \psi - \varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ A_2 e^{p_1 \omega t} (\omega L p_1 + R_n) + B_2 e^{p_2 \omega t} (\omega L p_2 + R_n). \end{aligned}$$

При  $\omega t_1 = \frac{5}{6} \pi - \psi$  вступает в работу вентиль в фазе  $b$ , причем  $i^{(2)} = i^{(1)}$ ,  $u_c^{(2)} = u_c^{(1)}$ . Из этого условия находим:

$$A_2 = A_0 e^{-p_1 \omega t_1} + A_1;$$

$$B_2 = B_0 e^{-p_2 \omega t_1} + B_1;$$

здесь обозначено:

$$A_0 = \frac{\sqrt{3} I_m (p_2 \sin \varphi + \cos \varphi)}{p_2 - p_1};$$

$$B_0 = -\frac{\sqrt{3} I_m (p_1 \sin \varphi + \cos \varphi)}{p_2 - p_1}.$$

В интервале  $\frac{3}{2} \pi - \psi \leq \omega t \leq \frac{13}{6} \pi - \psi$  ( $n=3$ ) уравнение для напряжения на емкости фазы имеет вид:

$$\begin{aligned} -u_c^{(3)} &= u_a - u_c + \omega L \frac{di}{d(\omega t)} + R_n i = \\ &= \sqrt{3} U_m \sin \left( \omega t + \psi - \frac{1}{6} \pi \right) + \omega L I_m \cos \left( \omega t + \psi - \varphi - \frac{4\pi}{3} \right) + R_n I_m \sin \left( \omega t + \psi - \varphi - \frac{4\pi}{3} \right) + \\ &+ A_3 e^{p_1 \omega t} (\omega L p_1 + R_n) + B_3 e^{p_2 \omega t} (\omega L p_2 + R_n). \end{aligned}$$

Из условия  $i^{(3)} = i^{(2)}$ ,  $u_c^{(3)} = u_c^{(2)}$  при  $\omega t_2 = \frac{3}{2} \pi - \psi$  получим:

$$A_3 = A_0 e^{-p_1 \omega t_2} + A_2 = A_0 (e^{-p_1 \omega t_2} + e^{-p_1 \omega t_1}) + A_1;$$

$$B_3 = B_0 e^{-p_2 \omega t_2} + B_2 = B_0 (e^{-p_2 \omega t_2} + e^{-p_2 \omega t_1}) + B_1.$$

Из этих уравнений видно, что не производя дальнейших вычислений, можно написать уравнения для постоянных интегрирования для любого последующего интервала времени.

Будем считать, что  $\psi = \pi/6$  и запишем уравнения для свободных составляющих переходных токов для каждого интервала времени, начиная с первого:

$$i_{св}^{(1)} = A_1 e^{p_1 \omega t} + B_1 e^{p_2 \omega t};$$

$$\begin{aligned} i_{св}^{(2)} &= A_1 e^{p_1 \omega t} + B_1 e^{p_2 \omega t} + A_0 e^{p_1 \omega(t-t_1)} + B_0 e^{p_2 \omega(t-t_1)} + \\ &+ A_0 e^{p_2 \omega(t-t_2)} + B_0 e^{p_1 \omega(t-t_2)} \text{ и т. д.} \end{aligned}$$

Если обозначить через  $t'$  время, отсчитываемое от начала  $n$ -го интервала, то можно записать:

$$\begin{aligned} i_{св}^{(n)} &= A_1 e^{p_1 \omega[(n-1)t_1 + t']} + B_1 e^{p_2 \omega[(n-1)t_1 + t']} + \\ &+ A_0 e^{p_1 \omega t'} [1 + e^{p_1 \omega t_1} + e^{2p_1 \omega t_1} + \dots + e^{p_1 \omega(n-2)t_1}] + \\ &+ B_0 e^{p_2 \omega t'} [1 + e^{p_2 \omega t_1} + e^{2p_2 \omega t_1} + \dots + e^{p_2 \omega(n-2)t_1}] \end{aligned}$$

или

$$\begin{aligned} i_{св}^{(n)} &= A_1 e^{p_1 \omega[(n-1)t_1 + t']} + B_1 e^{p_2 \omega[(n-1)t_1 + t']} + \\ &+ A_0 e^{p_1 \omega t'} \left[ \frac{1 - e^{p_1 \omega(n-1)t_1}}{1 - e^{p_1 \omega t_1}} \right] + \\ &+ B_0 e^{p_2 \omega t'} \left[ \frac{1 - e^{p_2 \omega(n-1)t_1}}{1 - e^{p_2 \omega t_1}} \right]. \end{aligned} \quad (4)$$



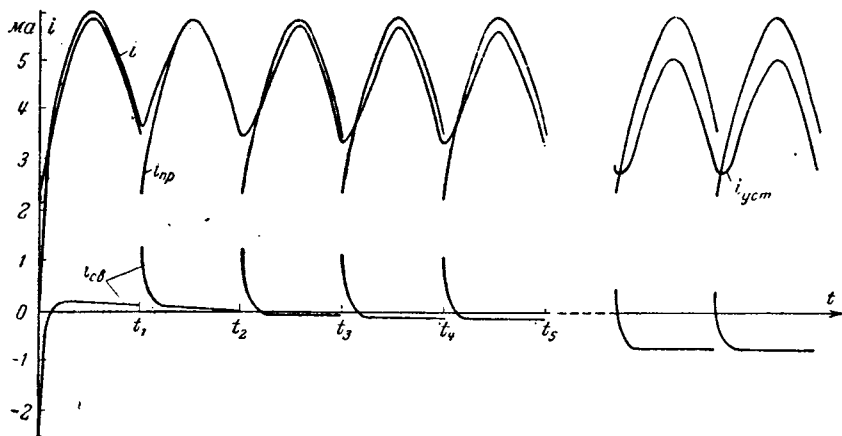


Рис. 3.

Установившееся значение тока  $i$  получим при  $n \rightarrow \infty$

$$i = I_m \sin \left( \omega t' - \varphi + \frac{\pi}{6} \right) + \frac{A_0 e^{p_1 \omega t'}}{1 - e^{p_1 \omega t_1}} + \frac{B_0 e^{p_2 \omega t'}}{1 - e^{p_2 \omega t_1}}. \quad (5)$$

Среднее значение тока равно:

$$I_{cp} = \frac{3}{2\pi} \int_0^{2/3\pi} i d\omega t = \frac{3}{2\pi} \left[ \sqrt{3} I_m \cos \varphi - \left( \frac{A_0}{p_1} + \frac{B_0}{p_2} \right) \right].$$

Подставив в это уравнение значения  $A_0$ ,  $B_0$ ,  $p_1$  и  $p_2$ , получим:

$$I_{cp} = \frac{1,5}{\pi} \frac{\sqrt{3} U_m}{(R + R_H)}. \quad (6)$$

Как видно из формулы (6) среднее значение тока нагрузки в вентильной схеме контроля изоляции не зависит от индуктивности  $L$  и емкостей фаз сети относительно земли  $C'$ . Это и следовало ожидать, так как среднее значение тока в любой схеме выпрямления не зависит от реактивных сопротивлений, включенных в цепь нагрузки. Поэтому магнитоэлектрические измерительные приборы, применяемые в вентильных схемах контроля изоляции, регистрируют только изменения активных сопротивлений изоляции.

При  $L=0$ , т. е. когда в схему контроля изоляции введены только измерительные приборы и отсутствуют реле отключения и сигнализации, будем иметь:

$$p_{1,2} = p = -\frac{R_H + R}{\omega C R R_H};$$

$$A_1 = \frac{U_m}{R_H} \sin \psi - I_m \sin (\psi - \varphi); \quad B_1 = 0;$$

$$A_0 = \sqrt{3} I_m \sin \varphi; \quad B_0 = 0,$$

при этом

$$i_{св}^{(n)} = A_1 e^{p \omega [(n-1)t_1 + t']} + A_0 e^{p \omega t'} \frac{1 - e^{p \omega (n-1)t_1}}{1 - e^{p \omega t_1}}; \quad (7)$$

$$i_{уст} = I_m \sin \left( \omega t' - \varphi + \frac{\pi}{6} \right) + A_0 e^{p \omega t'} \frac{1}{1 - e^{p \omega t_1}}. \quad (8)$$

В качестве примера на рис. 3 показаны токи для переходного и установившегося процессов при следующих параметрах измерительной схемы и сети:  $R_H = 5 \cdot 10^4$  ом,  $R = 10^4$  ом,  $L = 20$  гн,  $C' = 2$  мкф;

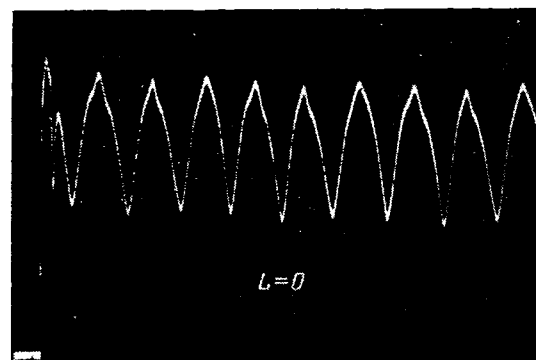
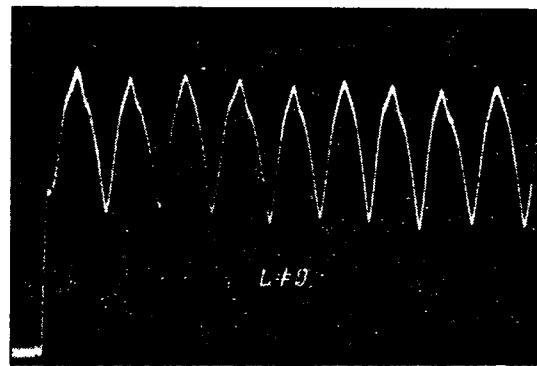


Рис. 4.

$U = 220$  в. Из рис. 3 видно, что в конце пятого интервала проводимости вентилей, т. е. через 0,033 сек после начала переходного процесса, ток еще не достигает своего установившегося значения. Можно считать, что в данном случае переходный процесс заканчивается не менее, чем за 0,06—0,08 сек.

Указанным параметрам соответствует осциллограмма тока, приведенная на рис. 4 ( $L \neq 0$ ). Там же показана осциллограмма для случая  $L=0$ .

Из рис. 3 видно, что в течение первых пяти интервалов ток оказывается значительно больше, чем в установившемся режиме. Известно, что реле, применяемые в схемах контроля изоляции, обычно имеют время отключения менее 0,05 сек. Понятно, что в этих условиях не исключена возможность ложных срабатываний реле, а следовательно и ложных отключений потребителей.

Чтобы сделать защиту нечувствительной к токам переходного процесса, в схему иногда вводят фильтры в виде комбинации активных сопротивлений и емкостей. Этим искусственно увеличивается время срабатывания реле, однако положительного эффекта достичь не удастся и ложные срабатывания продолжают иметь место.

В этой связи необходимо сказать несколько слов о так называемой системе опережающего отключения [Л. 3]. В этой системе вместо обычных отключающих аппаратов (автоматов, контакторов и др.) рекомендуется применять коротители, которые при повреждении изоляции накопят энергию силовых фазы сети и этим якобы энерги-

чески изолируют место повреждения изоляции. Делается также попытка создания комбинированных коммутационных аппаратов для отключения и закорачивания.

Создание таких громоздких и механически неустойчивых в работе коммутационных аппаратов вызвано единственной причиной — уменьшить время срабатывания защиты и тем самым добиться безопасной эксплуатации сети. В настоящее время созданы опытные образцы таких аппаратов с временем срабатывания 3—4 мсек. Управление этими аппаратами предполагается осуществлять при помощи вентильных схем контроля изоляции.

Нетрудно понять, что такая система не может устойчиво работать из-за коммутационных переходных процессов, продолжительность которых, как было показано в статье, значительно больше времени срабатывания коротителей. Не принимая во внимание этого обстоятельства, авторы системы опережающего отключения стремятся еще больше сократить время ее срабатывания путем исключения из схемы индуктивных сопротивлений, т. е. различных электромагнитных реле. Для этого напряжение управления снимается с активного сопротивления и подается на сетки электронных или газонаполненных ламп. Однако длительность переходного процесса практически не зависит от величины индуктивности в цепи прибора контроля изоляции (рис. 4), поэтому таким путем вообще невозможно добиться сколько-нибудь устойчивой работы системы опережающего отключения.

Применение фильтров для исключения влияния переходных токов, как уже указывалось, вызывает увеличение времени срабатывания системы, не устраняя полностью их влияния на работу защиты. При этом естественно теряются преимущества быстродействующих аппаратов, получаемые ценой больших усилий. Следует заметить, что и при использовании других схем контроля изоляции вряд ли можно добиться устойчивой работы системы опережающего отключения из-за неизбежных переходных процессов.

Таким образом, вентильные схемы, нашедшие широкое применение в качестве схем контроля и сигнализации состояния изоляции, не могут устойчиво работать при выполнении ими функций защитного отключения. Разработка быстродействующих схем защиты, не реагирующих на переходные токи, является важной задачей, решение которой позволит использовать быстродействующие отключающие (а не закорачивающие) аппараты и создать безопасные условия эксплуатации электрических установок до 1000 в с изолированной нейтралью

#### Литература

1. Цапенко Е. Ф., Исследование вентильных схем контроля изоляции, «Электричество», 1963, № 6.
2. Цапенко Е. Ф., Сычев Л. И., О схемах управления быстродействующими реле утечки, «Информационно-технический сборник ЦБТИ электропромышленности», 1959, № 8.
3. Шишкин Н. Ф., Миндели Г. В., Электробезопасность в шахтах и взрывоопасных помещениях, изд-во «Цодна», Тбилиси, 1960.

[27.2.1964]



УДК 621.316.729

## Регулирование мощного синхронного компенсатора с целью повышения его загрузки в индуктивном режиме

Инж. В. К. ШАБАД и инж. В. С. ЛЮБИНА

Всесоюзный электротехнический институт им. Ленина

В связи с развитием высоковольтных линий, особенно напряжением 500 кВ, в энергосистемах возникла необходимость поглощения избыточной реактивной мощности, генерируемой этими линиями в моменты провала графика нагрузки. Избыток реактивной мощности, появляющийся в сети и вызывающий повышение напряжения в ней, может быть поглощен синхронными компенсаторами, работающими в режиме недовозбуждения.

Максимальная величина реактивной мощности, потребляемой синхронным компенсатором, колеблется от 0,45 до 0,65 его номинальной мощности, т. е. в режимах потребления компенсатор обычно недогружен. При желании увеличить потребляемую им мощность нужно подать в обмотку ротора ток обратной полярности. Однако при отрицательном

возбуждении возможно «опрокидывание» ротора, так как регуляторы возбуждения, установленные на компенсаторах, не обеспечивают устойчивой работы в этом режиме.

Известные способы регулирования возбуждения, имеющие целью повышение эффективности работы компенсаторов в индуктивном режиме, обладают рядом недостатков, ограничивающих их применение. Так, например, для того чтобы обеспечить потребление необходимой реактивной мощности в индуктивном режиме путем регулирования момента на валу в функции внутреннего угла синхронного компенсатора, на валу последнего должен иметься двигатель достаточно большой мощности [Л. 1]. Но так как в настоящее время даже для крупных синхронных компенсаторов применяется

асинхронный пуск, то установка двигателя приведет к удорожанию всего устройства. Сейчас для обеспечения потребления максимальной реактивной мощности в энергосистемах применяется другой известный способ, заключающийся в повороте ротора на 90 эл. град и удержании его в этом положении [Л. 2]. Однако при сильном регулировании возбуждения этот способ имеет ряд неудобств, связанных с фиксацией положения ротора только на 90°.

В настоящей статье рассматривается система регулирования возбуждения синхронного компенсатора, позволяющая расширить диапазон регулирования реактивной мощности в режиме потребления и в то же время обладающая свойствами, присущими сильному регулированию.

Для обеспечения эффективности сильного регулирования возбуждения необходимо, чтобы синхронный компенсатор работал при углах, меньших 90°.

При малых внутренних углах устойчивая работа синхронного компенсатора с отрицательным критическим возбуждением может быть достигнута путем воздействия по отклонению угла от заданного, а также введением в автоматический регулятор возбуждения стабилизирующего воздействия по первой производной внутреннего угла. При угле 90° (зона неустойчивого равновесия) устойчивую работу можно обеспечить путем воздействия по отклонению угла от 90° [Л. 2]. Очевидно, в первом случае схема измерительного элемента окажется несколько сложнее.

Однако в тех случаях, когда по условиям работы энергосистемы быстрое действие системы возбуждения синхронного компенсатора не является определяющим, схема регулирования, рассматриваемая в настоящей статье, допускает переход к режиму потребления с поворотом ротора на 90°.

При подаче отрицательного возбуждения создается отрицательный электромагнитный момент, который стремится вытолкнуть полюс ротора из его положения. При этом машина до некоторого значения отрицательного тока возбуждения удерживается в синхронизме за счет явнополюсности. Но при отрицательном токе, превышающем это значение, ротор перестает удерживаться полем статора и поворачивается на одно полюсное деление; компенсатор переходит в режим выработки реактивной мощности. Такое «опрокидывание» может происходить и в моменты кратковременного снижения напряжения на выводах компенсатора.

Величина предельного отрицательного возбуждения  $E_{dкр}$  дает предельную величину потребляемой реактивной мощности при отрицательном возбуждении [Л. 2], равную  $\frac{U^2}{x_q}$ . Дальнейшее увеличение отрицательного значения  $E_d$  приводит к «опрокидыванию» компенсатора.

Из рис. 1 можно видеть, что при учете потерь в компенсаторе «опрокидывание» синхронного компенсатора происходит тогда, когда момент явнополюсности перестает уравновешивать отрицательный синхронизирующий момент и момент, обусловленный потерями. Это состояние компенсатора описывается системой уравнений:

$$\frac{E_d U}{x_d} \sin \delta + \frac{U^2}{2} \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \sin 2\delta + P_{пот.} = 0;$$

$$\frac{\partial P}{\partial \delta} = \frac{E_d U}{x_d} \cos \delta + U^2 \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \cos 2\delta = 0.$$

Здесь  $E_{dкр}$  несколько меньше, чем в идеальном компенсаторе (без потерь), и появляется некоторый предельный (критический) угол, при котором происходит «опрокидывание». Очевидно, значения этого угла у компенсаторов разных типов различны и зависят от величины потерь. С учетом потерь реактивная мощность, потребляемая из сети, будет несколько меньше величины  $\frac{U^2}{x_q}$ .

На рис. 1 видно, что при плавном увеличении отрицательного возбуждения внутренний угол компенсатора плавно увеличивается до критического значения, превышение этого значения приводит к «опрокидыванию».

Задача заключается в создании такого ограничения отрицательного возбуждения по внутреннему углу компенсатора, которое должно вступать в работу только при достижении ротором критического угла. Так как внутренний угол синхронного компенсатора при отрицательном возбуждении, меньшем  $E_{dкр}$ , и при любом положительном возбуждении никогда не превышает критического угла  $\delta_{кр}$ , то ограничение не будет мешать работе автоматического регулятора возбуждения (АРВ), поддерживающего неизменный уровень напряжения на шинах компенсатора. Только тогда, когда внутренний угол превысит критическое значение или значение, несколько большее критического, на которое настраивается ограничение, по одному из входов АРВ будет подан мощный сигнал форсирования возбуждения и ротор компенсатора не сможет вернуться на 180°.

При работе с отрицательным возбуждением и углами, большими критического, величина потребляемой реактивной мощности практически неизменна вплоть до угла, равного 90 эл. град (рис. 2). Поэтому в тех случаях, когда это допустимо, ограничение может быть настроено на угол 90°. Очевидно,

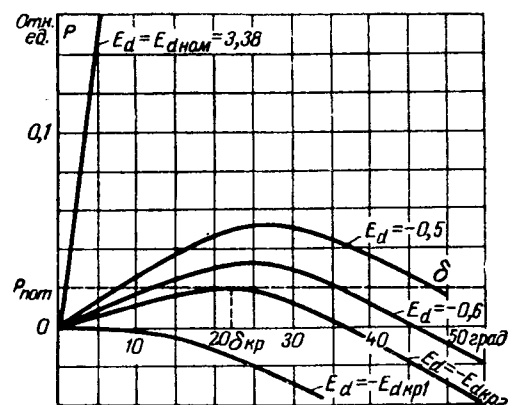


Рис. 1. Изменение суммарного электромагнитного момента при регулировании отрицательного возбуждения.

$E_{dкр1}$  — критическое возбуждение идеального (без потерь) синхронного компенсатора;  $E_{dкр2}$  — критическое возбуждение реального (с учетом потерь) синхронного компенсатора;  $\delta_{кр}$  — критический угол.

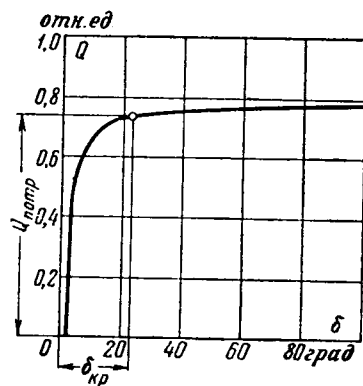


Рис. 2. Зависимость потребления реактивной мощности синхронного компенсатора при отрицательном возбуждении от угла  $\delta$  ( $Q_{ном} = 75$  мвар;  $x_d = 2,38$ ;  $x_q = 1,28$ ;  $P_{потерь} = 2\%$ ; 1 отн. ед. соответствует мощности 75 мвар).

в этом случае условия устойчивой работы будут легче и вводить производную параметра ограничения не требуется.

Работа синхронного компенсатора при критическом угле и отсутствии ограничения отрицательного возбуждения неустойчива. Определим условия устойчивой работы синхронного компенсатора при критическом угле и ограничении возбуждения по углу.

Анализ поведения синхронного компенсатора при критических углах и ограничении по внутреннему углу проводился на математической модели по упрощенным уравнениям синхронной машины (без учета насыщения, трансформаторных э. д. с. и э. д. с. скольжения) [Л. 3].

На рис. 3 показана область устойчивости синхронного компенсатора мощностью 75 Мвар, включенного через трансформатор на шины неизменного напряжения с регулятором возбуждения сильного действия. В регуляторе возбуждения были предусмотрены каналы для введения сигналов по отклонению внутреннего угла от критического значения и производной этого отклонения. Как видно, для обеспечения устойчивости необходимо введение производной отклонения угла.

Для проверки работы синхронного компенсатора при больших возмущениях проводились опыты трех-

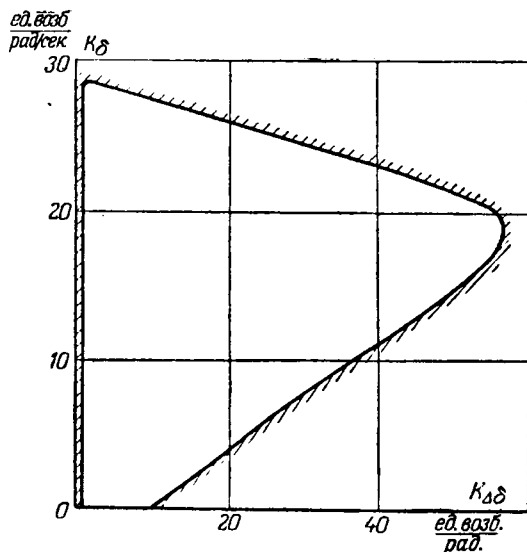


Рис. 3. Область устойчивости синхронного компенсатора при отрицательном критическом возбуждении. Параметры регулятора:  $T_v = 0,7$  сек,  $T_p = 0,05$  сек,  $\delta_{кр} = 20^\circ$ .

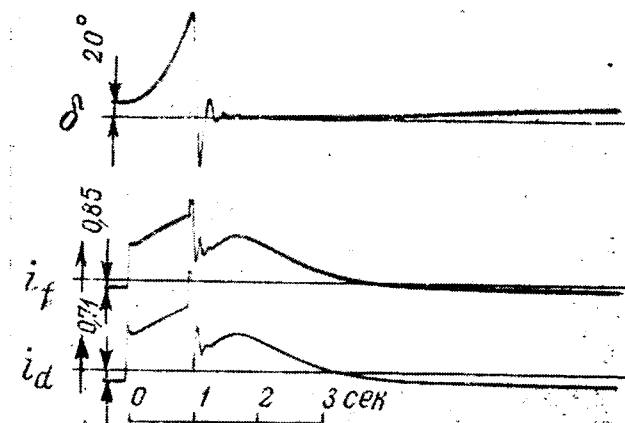


Рис. 4. Осциллограмма трехфазного короткого замыкания на зажимах синхронного компенсатора КСВ-75000 (математическая модель).

$$T_v = 0,7 \text{ сек}, K_{\Delta\delta} = 1, K_{\delta'} = 10.$$

фазного короткого замыкания на зажимах компенсатора длительностью 1 сек. Работа компенсатора проверялась при выбранных оптимальных коэффициентах регулирования  $K_{\Delta\delta}$  и  $K_{\delta'}$ .

Из рис. 4 видно, что ротор компенсатора, отставший от синхронной оси после отключения короткого замыкания на  $120^\circ$ , под действием форсирования возбуждения возвращается к синхронной оси, совершив 2—3 колебания. И после отключения короткого замыкания мощность сигнала по отклонению угла остается достаточно большой, чтобы форсирование возбуждения продолжалось до тех пор, пока ротор не подойдет к синхронной оси.

Так как скорость ротора при подходе к синхронной оси максимальна, то в этот момент наиболее сильное действие оказывает сигнал по производной угла, действующий в сторону развозбуждения. При переходе ротора за синхронную ось (выбеге) знак производной меняется и сигнал по производной будет действовать неправильно. Чтобы сигнал действовал в нужном направлении, необходимо брать производную от абсолютного значения отклонения угла. Тогда при любом отклонении угла от заданной уставки с зоной нечувствительности, равной  $\delta_{кр}$ , сигнал по производной этого отклонения будет действовать в сторону форсирования возбуждения.

На основании результатов, полученных при исследовании на математической модели, был сконструирован макет блока угла и его производной. Этот блок является добавочным устройством к уже установленному регулятору сильного действия.

На рис. 5 показана схема для измерения внутреннего угла синхронной машины и его производной. С помощью блока непрерывно измерялся угол между осями, связанными жестко с ротором, и напряжением на зажимах синхронной машины. В схеме предусматривалось также дифференцирование измеряемого угла.

В качестве источника э. д. с., жестко связанной с ротором машины, использовалась электромаг-

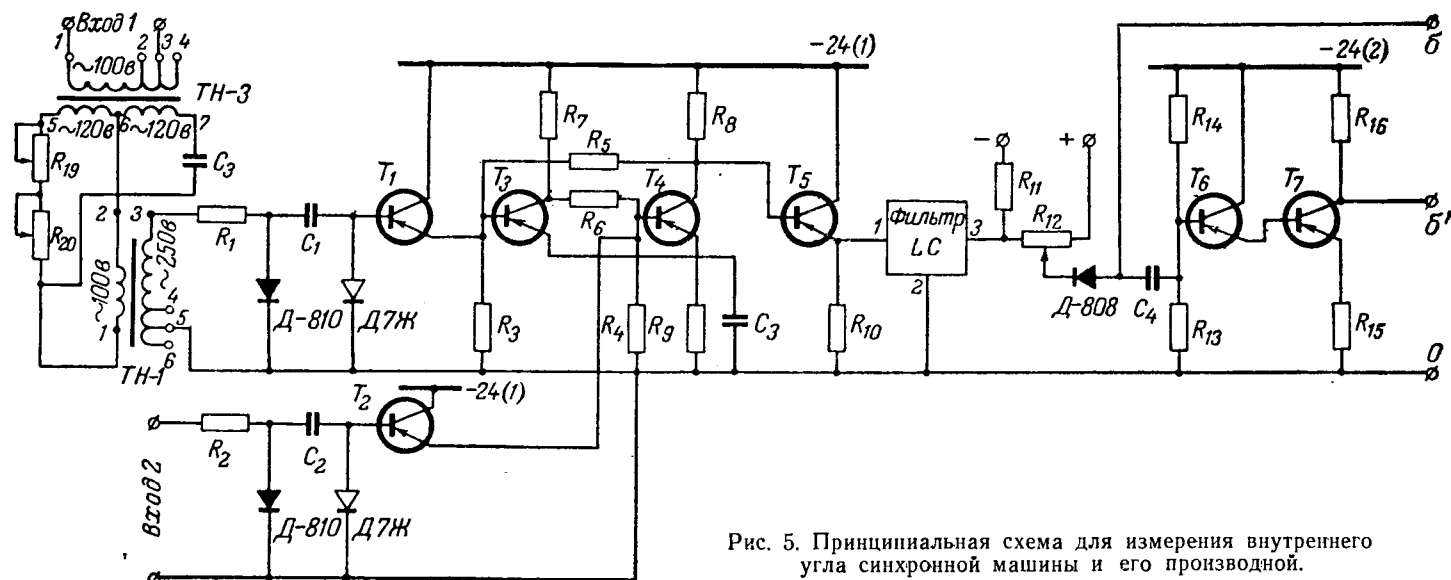


Рис. 5. Принципиальная схема для измерения внутреннего угла синхронной машины и его производной.

нитная система. Она состояла из постоянного магнита с обмоткой, укрепленного на неподвижном основании, и переключек, набранных из листового трансформаторного железа и прикрепленных к валу ротора машины так, что при вращении ротора они проходили под полюсами магнита. Количество переключек соответствовало числу пар полюсов синхронной машины. Отсчет угла производился в системе координат, связанной с напряжением на зажимах синхронной машины.

Измерение угла между двумя периодически изменяющимися величинами, подаваемыми в блок, производилось с помощью импульсной схемы на полупроводниковых элементах, кратко описание которой приводится ниже.

Напряжения, поступающие в блок, подаются на формирующие каскады, в которых они преобразуются в импульсы отрицательной полярности. На фазоповоротное устройство для установки начального угла напряжение подается от трансформаторов напряжения. Выход фазоповоротного устройства включен на вход 1, на вход 2 подается э. д. с. от электромагнитного датчика. Для увеличения крутизны пика напряжение, подаваемое на вход 1, увеличивается со 100 до 250 в. Напряжение, подаваемое на вход 2, имеет приемлемую крутизну. Стабилитрон формирует импульсы напряжения прямоугольной формы величиной 10 в. Это напряжение поступает на дифференцирующую цепь, в результате получают импульсы отрицательной полярности, следующие с частотой 50 гц.

Положение относительно друг друга импульсов от двух формирующих каскадов зависит от положения ротора относительно синхронной оси. Эти остроконечные импульсы через согласующие эмиттерные повторители  $T_1$ ,  $T_2$  запускают симметричный триггер на триодах  $T_3$ ,  $T_4$ . На выходе триггера получаются прямоугольные импульсы напряжения различной скважности в зависимости от сдвига по фазе запускающих импульсов. Среднее значение напряжения на выходе триггера пропорционально измеряемому углу.

Осреднение напряжения, снимаемого с тригге-

ра, производится фильтром  $LC$  с малой постоянной времени. Чтобы фильтр не оказывал существенного влияния на работу триггера, выход триггера подключается к фильтру через эмиттерный повторитель  $T_5$ .

На выходе фильтра включена схема смещения для получения необходимой зоны нечувствительности. Величина зоны нечувствительности регулируется сопротивлением  $R_{12}$ . Дифференцирование выходного напряжения производится цепочкой  $RC$ , после чего сигнал производной усиливается. Питание всей схемы производится от сети переменного тока 220 в.

Опытная проверка ограничения отрицательного возбуждения проводилась на синхронном компенсаторе мощностью 75 000 ква, работающем в системе Мосэнерго<sup>1</sup>. Синхронный компенсатор включался в сеть с регулятором возбуждения сильного действия ВЭИ. На дополнительный вход регулятора от блока угла подавались сигналы отклонения внутреннего угла синхронного компенсатора от заданного и производная этой величины. Установленная зона нечувствительности равнялась 30°. Изменением уставки регулятора возбуждения реактивная мощность синхронного компенсатора плавно регулировалась от +75 до -50 Мвар.

На рис. 6 показана осциллограмма процесса перехода синхронного компенсатора из емкостного режима в индуктивный при быстром повышении напряжения на измерительном органе автоматического регулятора возбуждения на 20% (имитация повышения напряжения в сети). Повышение напряжения осуществлялось шунтированием сопротивлений, включенных последовательно с измерительным элементом автоматического регулятора возбуждения в цепях напряжения. Режим при отрицательном критическом возбуждении был устойчив.

При быстром снижении напряжения на измери-

<sup>1</sup> В испытаниях, кроме авторов, участвовали В. М. Елфимов, А. П. Чарноцкий, Г. И. Урошлев.

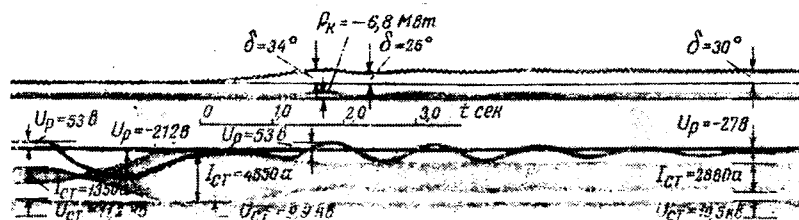


Рис. 6. Осциллограмма процесса быстрого повышения напряжения на измерительном органе автоматического регулятора возбуждения синхронного компенсатора, работавшего в сети с ограничением внутреннего угла.

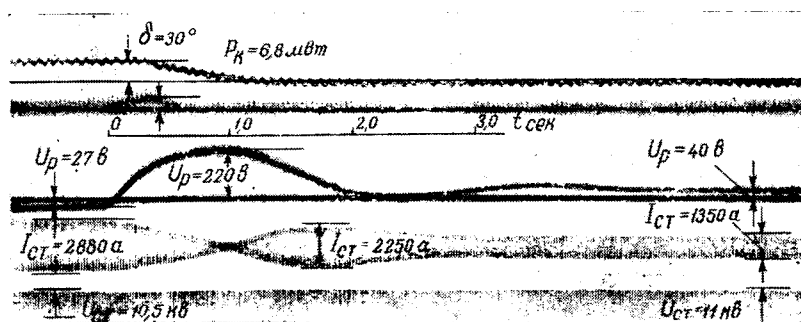


Рис. 7. Осциллограмма процесса быстрого снижения напряжения на измерительном органе автоматического регулятора возбуждения синхронного компенсатора, работавшего в сети с ограничением внутреннего угла.

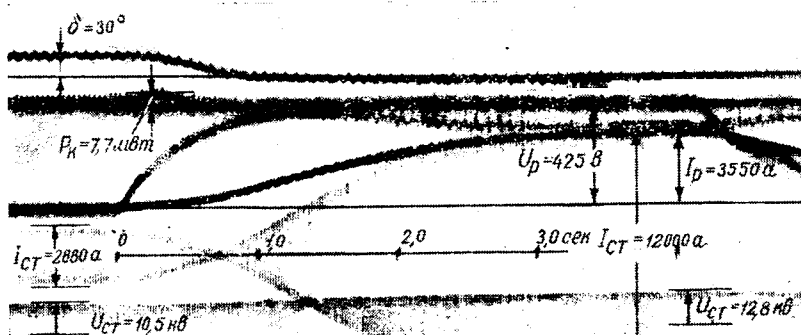


Рис. 8. Осциллограмма процесса форсирования возбуждения синхронного компенсатора, работавшего в сети с ограничением внутреннего угла.

тельном органе автоматического регулятора возбуждения (имитация снижения напряжения в сети) синхронный компенсатор вновь переходил в емкостный режим практически без колебаний (рис. 7).

На рис. 8 показана осциллограмма процесса форсирования возбуждения в режиме потребления реактивной мощности при отрицательном критическом возбуждении. Из осциллограммы видно, что ток ротора при форсировании нарастает с некоторым запаздыванием, что объясняется возникновением э. д. с. скольжения при движении ротора от  $30^\circ$  к нулю.

Электродвижущая сила скольжения на кольцах ротора появляется с тем же знаком, что и напря-

жение возбудителя. По мере уменьшения скорости движения ротора увеличивается разность между напряжением форсируемого возбудителя и э. д. с. скольжения. Разностью между этими двумя величинами и обуславливается ток в обмотке ротора во время его движения к синхронной оси. Очевидно, при форсировании возбуждения синхронного компенсатора, ротор которого повернут на большие углы (например,  $90^\circ$ ), скорость нарастания тока ротора станет еще меньше.

Отсюда можно сделать вывод, что при повороте ротора компенсатора на углы, большие критического, динамическое введение форсирования в значительной мере ослабляется из-за малой величины э. д. с. синхронного компенсатора вплоть до момента подхода ротора к синхронной оси. Поэтому компенсатор в этих случаях примет участие в успокоении динамического нарушения устойчивости с достаточно большим запозданием.

**Выводы.** 1. Введение в закон регулирования возбуждения синхронного компенсатора ограничения отрицательного возбуждения по углу дает возможность плавно регулировать реактивную мощность в широких пределах в режимах потребления реактивной мощности.

2. Ограничение отрицательного возбуждения по углу, вводимое в систему регулирования возбуждения, дает возможность синхронному компенсатору устойчиво работать при значительном отрицательном возбуждении и одновременно выполняет функции ограничителя минимального тока ротора.

3. При работе синхронного компенсатора в режиме потребления реактивной мощности с ротором, повернутым на углы, большие критического, может снизиться эффективность использования компенсатора при динамических нарушениях устойчивости.

#### Литература

1. Дель-Педро, Вавр и Кельо, Обеспечение искусственной устойчивости синхронных компенсаторов путем регулирования момента в функции угла. Синхронные генераторы. Доклады международной конференции по электрическим системам (СИГРЭ), 1958, вып. 5, Госэнергтоиздат, 1959.

2. Соколов Н. И., Знакопеременное возбуждение синхронных компенсаторов в режиме потребления реактивной мощности, «Электричество», 1960, № 5.

3. Соколов Н. И., Хвошинская З. Г. и Гуревич Ю. Е., Математическое моделирование синхронной машины в осях  $d$  и  $q$  по полным уравнениям Горева — Парка, Доклады IV Межвузовской конференции по применению физического и математического моделирования в различных отраслях техники, Сборник № 2, изд. МЭИ. 1962.

[3.9.1963]



# Защита от токов короткого замыкания в шахтных низковольтных сетях переменного и постоянного токов

Инж. Э. Г. КРАУС

Караганда

Обсуждение вопросов электропривода и автоматики в горной промышленности, проведенное в журнале «Электричество» в 1962—1963 гг., показало целесообразность, с точки зрения повышения производительности горных машин, применения в шахтных низковольтных сетях постоянного тока. Далее целесообразность применения постоянного тока обосновывается также с точки зрения имеющего место в этом случае повышения надежности защиты этих сетей от токов короткого замыкания.

Токи короткого замыкания в угольных шахтах представляют особую опасность, так как могут привести к взрывам и пожарам. В угольных шахтах Советского Союза применяются трехфазные сети с изолированной нейтралью и постоянным контролем уровня изоляции.

Структурно схема электроснабжения участка угольной шахты имеет вид, изображенный на рисунке. Непосредственно у трансформатора устанавливается фидерный автомат и реле утечки, затем по бронированному кабелю, длина которого в некоторых случаях доходит до километра, напряжение подается на участок. На участке имеется распределительный пункт, от которого по гибким кабелям питаются двигатели конвейеров и других потребителей. Самым мощным и в то же время самым удаленным является двигатель комбайна.

Соотношение между параметрами двигателей, линии и током уставки максимальной защиты в угольных шахтах выбирается по формуле

$$I_{\text{пуск}} + \Sigma I_{\text{н.раб}} \leq I_{\text{уст}} \leq \frac{I_{\text{к.з}}^{(2)}}{k}, \quad (1)$$

где  $I_{\text{пуск}}$  — стендовый пусковой ток наиболее мощного двигателя;

$\Sigma I_{\text{н.раб}}$  — сумма номинальных рабочих токов всех остальных токоприемников;

$I_{\text{уст}}$  — ток уставки реле;

$I_{\text{к.з}}^{(2)}$  — расчетный ток двухфазного металлического короткого замыкания;

$k$  — коэффициент, учитывающий неизбежный разброс характеристик максимальных реле и принимаемый равным 1,5 (при меньшей величине  $k$  возможно ложное действие защиты, при большей величине — снижается надежность защиты).

Трудность выбора уставки максимальной защиты в шахтных сетях переменного тока заключается в том, что величина токов короткого замыкания на дальних концах защищаемых кабелей характеризуется ее малым превышением над стендовым пусковым током включаемого двигателя. Вопрос настолько серьезен, что в вышедшей недавно брошюре В. И. Болдырева и П. Л. Светличного «Защита шахтных сетей от токов короткого замыка-

ния», посвященной методике расчета этих токов, говорится следующее: «В настоящее время в связи с тем, что почти все угледобывающие комбайны укомплектованы мощными электродвигателями, имеющими значительные величины стендовых значений пусковых токов, выполнить изложенные выше требования правил безопасности во многих случаях не представляется возможным. Если строго придерживаться этих требований, то большинство машин, применяемых в настоящее время в угольной промышленности, должно быть выведено из работы».

Учитывая вышеуказанное, Макеевский научно-исследовательский институт (МакНИИ), изучающий вопросы безопасности труда в угольных шахтах, был вынужден допустить, а Госгортехнадзор счел возможным утвердить снижение вышеуказанного коэффициента до 1,25.

Итак, в расчетах уставки максимальной защиты низковольтных сетей переменного тока в настоящее время принимаются следующие допущения:

1. Мощность сети не учитывается и считается весьма большой.

2. Сопротивление дуги в месте короткого замыкания не учитывается и принимается равным нулю.

3. Аperiodическая составляющая тока короткого замыкания не учитывается.

4. Емкость кабелей не учитывается.

Низкое значение расчетного коэффициента надежности, не учитывающее неизбежного разброса характеристик максимальных реле и наличия аperiodической составляющей пускового тока двигателей, отличие сопротивления в месте короткого замыкания от нуля и малая мощность питающей сети привели к тому, что защита от токов короткого замыкания в шахтных сетях осуществляется лишь формально. Функции этой защиты фактически выполняет реле утечки благодаря появлению утечек в момент замыкания силовых жил экранированного кабеля.

Неточности расчета уставки максимальной защиты и снижение величины коэффициента, учитывающего эту неточность, до такого значения, при котором он перестал соответствовать этой неточности, а главным образом наличие реле утечки дали возможность в тех протяженных подземных сетях, применение которых необходимо с точки зрения технологии выемки угля, обеспечить некоторый уровень безопасности применения электрической энергии в виде энергии переменного тока. Однако признать этот уровень достаточным вряд ли возможно. Кроме того, действующий метод расчета уставки максимальной защиты и отсутствие ограничений по допустимой величине пускового и рабочего падений напряжений привели к тому, что в настоящее время сооружаются и эксплуатируют-

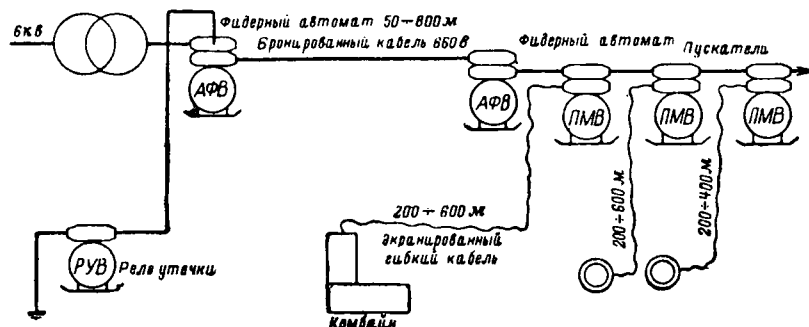
ся такие сети, рабочее падение напряжения в которых значительно превышает допустимые для нормальной работы электродвигателя 5% и составляет часто более 10%. С другой стороны, увеличение коэффициента, учитывающего неточность расчета до необходимой величины, повлечет за собой резкое сокращение фронта работ в угольной шахте и в большинстве случаев окажется невозможным по горногеологическим условиям выемки угля.

Как уже указывалось в ряде работ, наиболее целесообразным выходом из создавшегося положения является переход на участках угольных шахт на постоянный ток.

и при  $k=1,25$  ток уставки максимальной защиты будет равен:

$$I_{уст} = 5,0 I_{ном}.$$

Исследования характера нагрузок горных машин показывают, что для надежной работы машин, используемых в настоящее время под землей, необходима перегрузочная способность по моменту, равная трем. Внедрение постоянного тока в угольной промышленности должно сопровождаться повышением надежности и безопасности, поэтому прием для надежной отстройки двукратное повы-



Упрощенная схема электроснабжения на участке угольной шахты.

Сравним токи двигателей переменного и постоянного токов одинаковой мощности при использовании для питания двигателя постоянного тока выпрямителя с кремниевыми вентилями, соединенными по схеме Ларионова.

Мощность двигателя переменного тока

$$P_a = \sqrt{3} U_{ном} I_{ном} \cos \varphi. \quad (2)$$

Мощность двигателя постоянного тока (с учетом повышения напряжения при выпрямлении)

$$P_a = 1,34 U_{ном} I'_{ном}. \quad (3)$$

Отношение номинальных токов

$$\frac{I'_{ном}}{I_{ном}} = \frac{\sqrt{3} \cos \varphi}{1,34} \approx 1,1. \quad (4)$$

В наиболее благоприятном для электродвигателя переменного тока случае, когда

$$\frac{I_{пуск}}{I_{ном}} = 4,$$

шение тока уставки над максимальным рабочим током защищаемого кабеля. С учетом таких жестких, недоступных для асинхронного привода требований ток уставки максимальной защиты для него целесообразно выбрать из условия

$$I'_{уст} = 3,5 I'_{ном}.$$

Несмотря на самые жесткие условия, ток уставки максимальной защиты оказывается в 1,4 раза ниже, чем в наиболее благоприятном случае при переменном токе. Следует также иметь в виду, что тепловое действие этого тока будет меньше в  $1,4^2$ , т. е. в 2 раза.

Возможность значительного увеличения протяженности сетей при одновременном росте мощности и перегрузочной способности двигателей по моменту с параллельным повышением безопасности, является веским доводом в пользу перехода для целей электроснабжения и привода под землей на постоянный ток напряжением 880 в, получаемым посредством выпрямления переменного тока напряжением 660 в.

[3.10.1963]





## Основы рациональной технологии тороидальных магнитопроводов из трансформаторной стали

Инж. Я. С. ШВАРЦБАРТ

Завод «Электросталь»

Внедрение тороидальных магнитопроводов было продиктовано соображениями наиболее полного использования анизотропии магнитных свойств холоднокатаной текстурованной трансформаторной стали, характеризующейся ориентацией направления легчайшего намагничивания вдоль ленты (ребровая текстура).

Однако сложившаяся к настоящему времени технологическая схема производства магнитопроводов указанного типа не обеспечивает достаточно полного использования магнитных свойств, потенциально заложенных в исходном материале. Принятый способ производства тороидальных магнитопроводов основан на использовании в качестве исходного сырья ленты трансформаторной стали, поставляемой металлургическими заводами в термически обработанном состоянии. Высокотемпературная (1100—1150°С) термическая обработка ленты, осуществляемая поставщиком, обеспечивает создание в материале крупнозернистой ориентированной структуры с высокими магнитными свойствами вдоль направления прокатки.

В дальнейшем в процессе изготовления тороидального магнитопровода материал ленты подвергается упруго-пластическому деформированию изгибом. Степень деформации материала определяется тремя факторами: толщиной ленты, ее исходной кривизной в рулоне и формой тороида.

Если  $R_n$  — радиус кривизны ленты в исходном рулоне,  $R_t$  — радиус кривизны тороида,  $h$  — толщина ленты, то из простейших геометрических соображений получим, что наибольшая деформация растяжения (и соответственно сжатия) при свертывании ленты в тороид составляет:

$$\varepsilon = \frac{2R_t + h}{2R_n + h} \frac{R_n}{R_t} - 1. \quad (1)$$

Пренебрегая вследствие ее незначительности величиной  $\frac{h}{R_n}$ , получим из (1)

$$\varepsilon = \frac{h}{2R_t}. \quad (2)$$

Так, при  $\frac{h}{R_t}$  равно 0,01 максимальная деформация растяжения периферических волокон изогнутого сечения составляет 0,005 в соответствии с (2), что более чем в 3 раза превосходит предельную упругую деформацию, равную 0,0016 для отожженной трансформаторной стали.

Изгиб ленты при формировании тороида приводит к возникновению в материале неоднородной деформации, которая в предположении постоянства плоских сечений ленты меняет линейно свою величину от 0 у

нейтральной оси сечения до  $\frac{h}{2R_t}$  со знаком «плюс» и «минус» у растянутых и соответственно сжатых периферических волокон. При этом непосредственно к нейтральной оси сечения примыкает так называемое упругое ядро высотой

$$h_{упр} = 2R_t \varepsilon_{пред},$$

где

$$\varepsilon_{пред} = 1,6 \cdot 10^{-3}$$

Остальная часть сечения представляет пластически деформированную зону.

Пагубное действие изгибающих напряжений на уровень магнитных свойств трансформаторной стали достаточно известно. Поэтому за формовкой тороида следует операция снятия напряжений в материале путем нагрева магнитопровода в области температур 750—850°С.

Принято считать, что осуществляемый таким способом нагрев обратимо восстанавливает исходный уровень магнитных свойств, присущий ленте в состоянии поставки. Такая точка зрения по существу служит обоснованием принятой схемы процесса производства тороидальных магнитопроводов из исходного отожженного материала.

Пользуясь результатами проведенного исследования, покажем, что упомянутая точка зрения расходится с действительными фактами и что формовка тороида изгибом вызывает в материале ленты необратимые изменения, неустраняемые при последующем нагреве. В то же время результаты проведенного исследования позволяют предложить схему технологии тороидальных магнитопроводов, исключающую влияние необратимости процесса формовки тороидов.

Метод исследования заключался в следующем. От ряда рулонов ленты трансформаторной стали (с номинальным содержанием кремния 3%) толщиной 0,2 мм, изготовленной по способу, разработанному на заводе «Электросталь»<sup>1</sup> (двухкратная холодная прокатка с промежуточной обезуглероживающей и рекристаллизующей термической обработкой в толщине 0,7 мм), непосредственно после холодной прокатки в наклепанном состоянии были отобраны ленточные образцы шириной 10 мм, из которых были навиты тороидальные сердечники с внутренним диаметром 19—20 мм и внешним 27—28 мм. Межвитковая изоляция была осуществлена пригудриванием тальком после обезжиривания ленты в бензине. Подготовленные таким образом тороиды были подвергнуты высокотемператур-

<sup>1</sup> Авторами разработки являются Белоус, Ваганов, Стерлин, Шварцбарт и Шовенсин.

ной термической обработке по режиму: нагрев до  $1150^{\circ}\text{C}$ , выдержка при этой температуре в течение 6 ч, охлаждение с печью по  $200^{\circ}\text{C}$  в час до  $600^{\circ}\text{C}$ , затем с контейнером на воздухе; в контейнере на протяжении всего цикла термической обработки поддерживался вакуум глубиной не менее  $10^{-2}$  мм рт. ст.

На термически обработанных образцах были сняты следующие характеристики при намагничивании постоянным током:  $\mu_{\text{макс}}$  — максимальная магнитная проницаемость,  $\mu_0$  — начальная магнитная проницаемость (получаемая путем экстраполяции кривой проницаемости к нулевым значениям напряженности поля),  $H_c$  — коэрцитивная сила частного цикла при максимальном намагничивании в поле 10 э,  $B_{25}$  — индукция в поле 25 э.

После измерений образцы были подвергнуты перемотке, моделирующей процесс формовки тороида изгибом; при этом максимальная степень деформации составила 2%. На перемотанных образцах были сняты все перечисленные характеристики материала с тем, чтобы определить последствия от деформации ленты. Наконец, те же образцы были вновь подвергнуты высокотемпературному отжигу по режиму первичной термообработки и снова были произведены измерения свойств.

В табл. 1 приведены результаты всех трех серий измерений, причем каждая серия была проведена на пяти образцах.

Анализ данных, приведенных в табл. 1, позволяет сделать следующие выводы:

1. Магнитные свойства тороидов трансформаторной стали после первичной высокотемператур-

ной термической обработки по своему уровню не уступают дорогостоящим железо-никелевым сплавам типа 50 и 45% пермаллоя, изготавливаемым в соответствии с ГОСТ 10160-63; в то же время индукция насыщения трансформаторной стали более чем на 30% превышает таковую у железо-никелевых сплавов (табл. 2).

Таблица 2

Магнитные свойства ленты толщиной 0,2 мм сплавов 45Н и 50Н по ГОСТ 10160-63

Сплав 45Н				Сплав 50Н			
$\mu_0$	$\mu_{\text{макс}}$	$H_c, \text{э}$	$B_{25}, \text{гс}$	$\mu_0$	$\mu_{\text{макс}}$	$H_c, \text{э}$	$B_{25}, \text{гс}$
Не менее 2 500	Не менее 23 000	Не более 0,25	15 000	Не менее 2 600	Не менее 30 000	Не более 0,15	15 000

2. Деформация изгиба вызывает в материале ленты глубокие изменения: максимальная проницаемость падает в 11—15 раз, коэрцитивная сила возрастает в 1,5—1,7 раза, индукция в поле 25 э падает примерно в 1,5 раза.

3. Вторичная высокотемпературная обработка деформированного изгибом материала ленты, хотя и производит обратные изменения свойств в направлении к исходному состоянию, однако не обеспечивает полного восстановления присущего материалу уровня свойств, получаемого после первичной обработки. Отставание свойств от исходного уровня составляет: по начальной проницаемости 25—40%, по максимальной проницаемости до 39%, по коэрцитивной силе 10—19%, по индукции в поле 25 э 2,3—7,5%. При этом закономерность в отставании свойств такова, что чем выше уровень максимальной проницаемости после первичной обработки, тем менее полной является степень восстановления свойств.

Таким образом, отставание уровня свойств после вторичной обработки по сравнению с исходным состоянием наиболее существенно по таким структурно-чувствительным характеристикам как начальная и максимальная проницаемость и коэрцитивная сила; в значительно меньшей мере оно выражено на индукции сильных полей.

Обнаруженные закономерности отставания уровня магнитных свойств тороида, подвергнутого восстанавливающей термообработке, по сравнению с уровнем свойств, присущим исходному материалу, могут быть объяснены известными положениями физики металлов и металловедения.

Резкое падение уровня проницаемости в отформованном изгибом магнитопроводе вызваны:

1) появлением обширной зоны действия сжимающих напряжений в ленте. Для трансформаторной стали, характеризующейся положительным знаком магнитострикции, действие сжимающих напряжений связано с ориентированием областей спонтанного намагничивания преимущественно в направлении, перпендикулярном по отношению к напряжениям. При этом процесс намагничивания может проходить только путем вращения векторов намагниченности доменов. В этом случае воспри-

Таблица 1

Характеристика	Магнитные свойства трансформаторной стали		
	После первичной высокотемпературной обработки	После деформации изгибом	После восстанавливающей вторичной высокотемпературной обработки
Образец № 1			
$\mu_0$	4 000	—	3 200
$\mu_{\text{макс}}$	49 800	3 300	35 800
$H_c, \text{э}$	0,131	0,218	0,16
$B_{25}, \text{гс}$	18 600	12 000	17 300
Образец № 2			
$\mu_0$	4 000	—	3 000
$\mu_{\text{макс}}$	42 000	3 320	33 400
$H_c, \text{э}$	0,141	0,240	0,17
$B_{25}, \text{гс}$	18 050	12 800	17 200
Образец № 3			
$\mu_0$	3 500	—	2 500
$\mu_{\text{макс}}$	43 300	3 740	32 000
$H_c, \text{э}$	0,13	0,222	0,16
$B_{25}, \text{гс}$	17 800	12 600	17 400
Образец № 4			
$\mu_{\text{макс}}$	28 000	2 160	27 000
$H_c, \text{э}$	0,18	0,310	0,20
$B_{25}, \text{гс}$	17 000	11 800	16 400
Образец № 5			
$\mu_{\text{макс}}$	28 000	2 580	25 000
$H_c, \text{э}$	0,17	0,258	0,20
$B_{25}, \text{гс}$	17 200	11 500	16 400

имчивость материала оценивается уравнением [Л. 1].

$$\kappa = \frac{J_s^2}{3\sigma\lambda}, \quad (3)$$

где  $\sigma$  — напряжение;

$\lambda$  — магнитоstriction;

$J_s$  — намагниченность насыщения.

Для упруго-пластического изгиба при формовке тороида в подавляющей части зоны действия сжимающих напряжений  $\sigma$  близко к пределу пропорциональности, равному для трансформаторной стали  $35 \text{ кг/мм}^2$ .  $\lambda$  для данной стали равно по Мескину  $4 \cdot 10^{-6}$ . Подстановка указанных значений в уравнение (3) показывает, что восприимчивость сжатой зоны составляет  $61 \text{ гс/э}$ , а следовательно, проницаемость  $770 \text{ гс/э}$ . О том, что обширная часть сечения ленты намагничивается обратимым процессом вращения, свидетельствуют результаты измерений отношения остаточной индукции к индукции в поле  $10 \text{ э}$ ; если для термически обработанного состояния это отношение превышает  $80\%$ , то в изогнутом материале оно составляет не более  $10\text{—}15\%$ ;

2) искажениями кристаллического строения зерен кремнистого железа под действием упругой деформации изгиба;

3) возникновением дополнительных внутренних полей размагничивания на новых субмикроскопических неоднородностях, связанных с пластической деформацией материала.

В процессе нагрева отформованного изгибом магнитопровода происходит процесс релаксации напряжений. При этом упругие деформации переходят в необратимые пластические. В процессе релаксации исчезают упругие напряжения и вызванные ими искажения кристаллического строения, т. е. снимается отрицательное действие на магнитные свойства факторов 1 и 2. Вместе с тем переход упругих деформаций в пластические означает появление новых неоднородностей в зонах внутрикристаллического сдвига.

Поскольку формовка тороида связана со сравнительно небольшими степенями деформации (не более  $1\text{—}2\%$ ), не выходящими за пределы так называемой докритической деформации (критическая деформация равна примерно  $5\%$ ), то нет основания полагать, что происшедшие в кристаллитах пластические сдвиги послужат толчком для развития процесса рекристаллизации, характеризующегося образованием зародышей и ростом новых зерен. Отсутствие рекристаллизации при термообработке изогнутого тороида подтверждается микроскопическими исследованиями, указывающими на стабильность исходного зерна и сохранением в материале первоначальной текстуры.

Кинетика релаксации напряжений при нагреве сформованного изгибом тороида была нами прослежена по изменению проницаемости ленточных образцов трансформаторной стали толщиной  $0,5 \text{ мм}$ , подвергнутых после свертывания в тороид высокотемпературной термической обработке, затем перемотанных и испытанных после нагрева до ряда постепенно возрастающих температур при выдержке  $1 \text{ ч}$ .

Соответствующая зависимость представлена на рисунке. Кривая показывает, что при температурах до  $500^\circ\text{C}$  процесс релаксации напряжений и связанный с ним возврат свойств происходит весьма медленно. Процесс заметно ускоряется в интервале  $700\text{—}750^\circ\text{C}$ . При подходе к температуре  $800^\circ\text{C}$  наблюдается явная тенденция к затуханию процесса без достижения исходного уровня свойств.

Найденные закономерности, отрицая возможность полного восстановления в тороиде исходного уровня свойств, присущего отожженному материалу, в то же время позволяют предложить следующую принципиальную схему построения рациональной технологии производства тороидальных магнитопроводов из трансформаторной стали, лишенную указанного недостатка:

1. Тороиды должны изготавливаться из холоднокатаной ленты, не подвергнутой текстурирующей термической обработке. Наклепанность материала ленты не служит препятствием для свертывания ее в тороид.

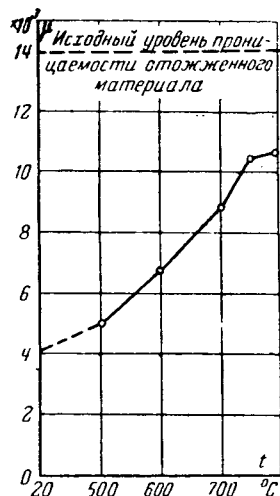
2. В процессе свертывания ленты поверхность ее должна обезжириваться (химически или электрохимически, либо посредством ультразвука) от остатков смазки, применяемой при прокатке, и покрываться тончайшим слоем вещества, обеспечивающего межвитковую жаростойкую (и в то же время электрическую) изоляцию.

Процессы покрытия ленты подобного рода изоляционными пленками в настоящее время отработаны с достаточной степенью совершенства при производстве магнитопроводов из сплавов типа пермаллой. Для этой цели могут быть рекомендованы: покрытие суспензией на основе двуокиси титана и кремнийорганического лака [Л. 2] или покрытие методом электрофореза в суспензии окиси магния в четыреххлористом углероде.

3. Подготовленный таким образом тороид должен подвергаться высокотемпературной термической обработке в среде вакуума не менее  $10^{-2} \text{ мм рт. ст.}$  с выдержкой при температуре  $1150^\circ\text{C}$  в течение  $6 \text{ ч}$  с медленным охлаждением (порядка  $200^\circ\text{C/ч}$ ) до  $600^\circ\text{C}$ . Только такая последовательность операций при изготовлении тороидов из трансформаторной стали может обеспечить наиболее полное использование магнитных свойств, заложенных в материале.

#### Литература

- Вонсовский С. В. и Шур Я. С., Ферромагнетизм, ОГИЗ, 1948.
- Ройзен С. С. и Ратников А. С., Мощные магнитные усилители на частоте  $400 \text{ гц}$ , «Электричество», 1963, № 6.



Кинетика восстановления проницаемости в поле  $1 \text{ э}$  при нагреве деформированной изгибом ленты трансформаторной стали.

# Упрощение электрических расчетов режимов электропередач переменного тока

Доктор техн. наук, проф. В. А. ВЕНИКОВ и кандидат техн. наук, доц. И. П. СИУДА

Москва

При проектировании и эксплуатации линий электропередач требуется производить многочисленные расчеты их режимов.

Для того чтобы эти расчеты занимали минимум времени и в то же время обладали достаточной простотой и точностью, целесообразно пользоваться номограммами.

В данной статье дана методика построения новых универсальных номограмм электропередач, существенно отличающихся от известных круговых диаграмм мощностей — напряжений<sup>1</sup>.

Уравнения круговых диаграмм мощностей при заданных напряжениях на концах передачи имеют следующий вид:

$$\dot{S}_1 = -\frac{U_1 U_2}{B} \angle -\delta - \psi_B + \frac{D U_1^2}{B} \angle \psi_D - \psi_B; \quad (1)$$

$$\dot{S}_2 = \frac{U_1 U_2}{B} \angle \delta - \psi_B - \frac{A U_2^2}{B} \angle \psi_A - \psi_B, \quad (2)$$

где  $A, B, D$  — обобщенные постоянные электропередачи.

Задачи по определению условий работы и выбору параметров электропередач, как известно, связаны с проблемами устойчивости (регулирование угла  $\delta$ ) регулирования напряжения и реактивных мощностей при заданной полезной нагрузке передачи. Уравнения для номограмм должны содержать: отношение модулей напряжений начала и конца линии, их фазовый сдвиг  $\delta$  и фазовый угол полной мощности  $\varphi$  какого-либо конца линии. Такого рода уравнения можно получить из уравнений (1) и (2), точнее говоря, из соотношений между элементами косоугольных треугольников, составленных на основе этих уравнений.

Производя расчет линии по данным приемного конца, разделим уравнение (1) на  $U_1^2 \frac{D}{B}$ :

$$\dot{S}_1 \frac{B}{U_1^2 D} = 1 \angle \psi_D - \psi_B - \frac{U_2}{U_1 D} \angle -\delta - \psi_B. \quad (3)$$

Вводя обозначения для отправного конца передачи:

$$\dot{S}_1 \frac{B}{U_1^2 D} = \dot{S}_{1*} \text{ — приведенная мощность,}$$

$$\frac{U_1 D}{U_2} = U_{1*} \text{ — приведенное напряжение, перепишем}$$

уравнение (3) в виде:

$$\dot{S}_{1*} = 1 \angle \psi_D - \psi_B - \frac{1}{U_{1*}} \angle -\delta - \psi_B. \quad (4)$$

Построив векторы, представляющие комплекс мощности  $\dot{S}_{1*}$  в осях  $P_{1*}, Q_{1*}$ , получим основной треугольник  $OM_1O_1$  мощностей обычной круговой диаграммы (рис. 1).

Из диаграммы на рис. 1.

$$S_{1*}^2 = 1 + \frac{1}{U_{1*}^2} - 2 \frac{\cos(\delta + \psi_D)}{U_{1*}},$$

откуда

$$\cos(\delta + \psi_D) = \frac{U_{1*}}{2} \left( 1 + \frac{1}{U_{1*}^2} - S_{1*}^2 \right). \quad (5)$$

Кроме того, из диаграммы на рис. 1 имеем:

$$\frac{1}{U_{1*}} = \frac{1 \sin \varphi'_1}{\sin [180^\circ - (\varphi'_1 + \delta + \psi_D)]},$$

или

$$U_{1*} = \frac{\sin(\varphi'_1 + \delta + \psi_D)}{\sin \varphi'_1}, \quad (6)$$

где  $\varphi'_1 = \psi_B - \psi_D + \varphi_1$  — приведенный фазный угол мощности.

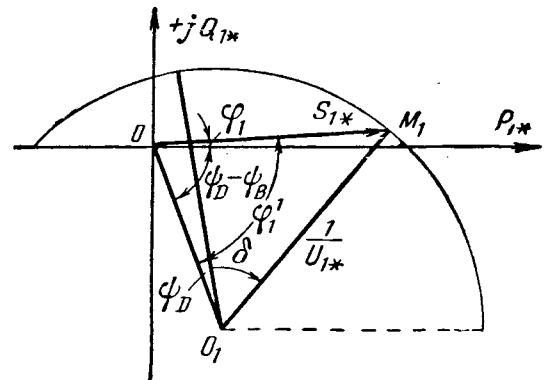


Рис. 1.

На рис. 2 приведена номограмма (левая часть), построенная по формулам (4) — (6). По номограмме легко получить интересующие нас величины  $S_{1*}$ ,  $\varphi'_1$ ,  $U_{1*}$ ,  $\delta + \psi_D$  на отправном конце линии по данным приемного конца.

Для приемного конца электропередачи могут быть составлены идентичные формулы.

Номограмма для приемного конца представлена на рис. 2 (правая часть). Ее структура та же, что и у номограммы отправного конца, но на шкалах обозначены иные величины:  $S_{2*}$ ,  $\varphi'_2$ ,  $U_{2*}$ ,  $\delta - \psi_A$ . Для лучшего понимания фазных соотношений параметров различных режимов электропередач мы не совмещаем номограмм отправного и приемного концов, хотя это возможно.

<sup>1</sup> Построение номограмм выполнено Л. П. Бородулиной.

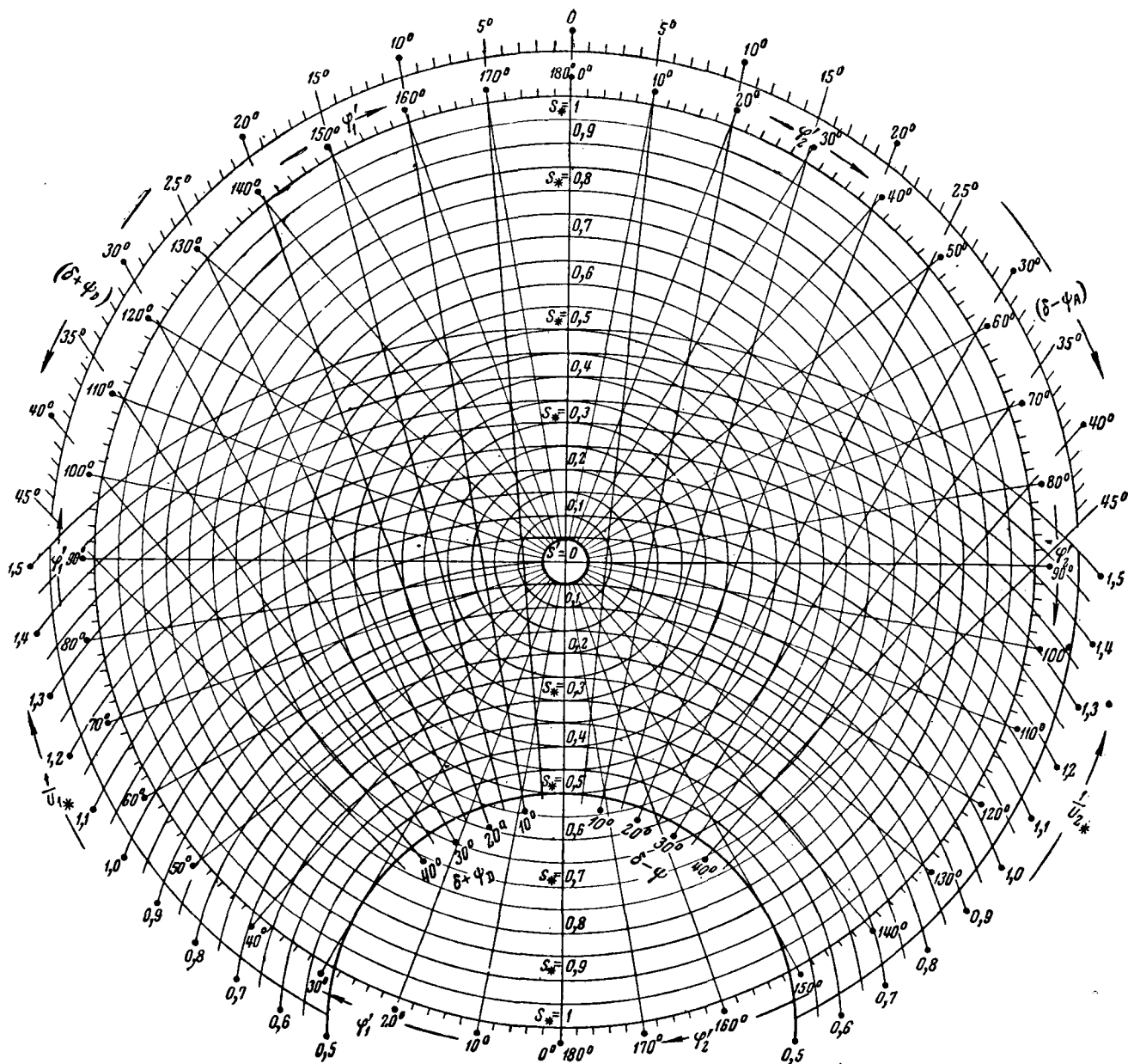


Рис. 2.

**Пример.** Электропередача состоит из линии длиной 400 км, 330 кВ и трансформаторов по концам.

Обобщенные постоянные передачи:

$$A = D = 0,728 \angle 1,65^\circ; B = 236 \angle 85,6^\circ;$$

$$C = 19,5 \cdot 10^{-4} \angle 90,6^\circ.$$

Передача имеет натуральную мощность  $P_n = 340 \text{ Мвт}$ , а работает с  $P_2 = 200 \text{ Мвт}$ ,  $\cos \varphi_2 = 0,95$  и напряжением  $U_2 = 330 \text{ кВ}$ . Требуется определить мощность  $P_1$ , напряжение  $U_1$ , угол  $\delta$  и коэффициент мощности  $\cos \varphi_1$ . Решение проводим в следующем порядке:

1. Вычисляем полную мощность в конце передачи:

$$S_2 = \frac{P_2}{\cos \varphi_2} = \frac{200}{0,95} = 210,6 \text{ Мва};$$

$$\varphi_2 = -18,2^\circ.$$

Далее находим координаты  $S_{2*}$  и  $\varphi'_2$ :

$$S_{2*} = \frac{S_2 B}{U_2^2 A} = \frac{210,6 \cdot 236}{330^2 \cdot 0,728} = 0,627;$$

$$\varphi'_2 = \varphi_B - \varphi_A + \varphi_2 = 85,6^\circ - 1,65^\circ - 18,2^\circ = 65,75^\circ.$$

Пользуясь номограммой со шкалами  $\delta - \varphi_A$ ,  $U_{2*}$ , нахо-

дим:

$$U_{2*} = \frac{1}{1,378} = 0,727; \delta - \varphi_A = 24,3^\circ;$$

$$U_1 = \frac{U_2 A}{U_{2*}} = \frac{330 \cdot 0,728}{0,725} = 331 \text{ кВ};$$

$$\delta = 24,3^\circ + 1,65^\circ = 25,95^\circ.$$

2. Для определения  $P_1$  и  $\cos \varphi_1$  вычисляем координаты:

$$U_{1*} = \frac{U_1 D}{U_2} = \frac{331 \cdot 0,728}{330} = 0,725;$$

$$\delta + \varphi_D = 25,95^\circ + 1,65^\circ = 27,6^\circ.$$

# Системы питания электромагнитов

Б. Д. ОМЕЛЬЧЕНКО

Объединенный институт ядерных исследований

С развитием техники физического эксперимента все большее применение находят пузырьковые пропановые и водородные камеры больших объемов. Создание таких камер привело к необходимости строить мощные электромагниты. Мощность современных камерных электромагнитов доходит до 2 000—4 000 кВт. Конструктивно обмотки возбуждения таких электромагнитов проще выполнять на сравнительно низкое напряжение (200 в). В связи с этим токи, протекающие по обмоткам электромагнитов, составляют примерно 10—20 ка. Указанные параметры электромагнитов при условии обеспечения стабильности тока могут обеспечить системы питания с параллельно включенными генераторами постоянного тока. Необходимость использования нескольких генераторов вызвана трудностью создания электрической машины, рассчитанной на требуемые параметры.

Общеизвестно, что параллельная работа генераторов всегда сопряжена с возможностью появления уравнильных токов из-за различия их внешних характеристик. Вероятность появления уравнильных токов резко возрастает в случае увеличения нагрузки группы параллельно работающих генераторов от нуля до номинальной величины. Это происходит из-за особенно большого разброса характеристик при малом намагничивании машин. Такие методы борьбы с уравнильными токами, как «подгонка» внешних характеристик генераторов и установка специальных уравнильных обмоток возбуждения, широкого применения не нашли из-за своей трудоемкости.

Для выравнивания нагрузок между параллельно работающими генераторами с большим успехом применяются системы автоматического регулирования, использующие измерительные органы, соединенные по схеме так называемой многолучевой

звезды, на входные зажимы которых подаются напряжения, пропорциональные уравнильным токам [Л. 1].

Для высокоточных систем (100 а и более) в качестве индикаторов распределения нагрузки обычно используют падения напряжения на специальных калиброванных балластных сопротивлениях [Л. 1]. Указанные балластные сопротивления весьма невелики при токах, равных 100—300 а, но принимают внушительные размеры при 10—20 ка и требуют принудительного водяного охлаждения.

В данной статье рассматривается разработанная в Лаборатории высоких энергий Объединенного института ядерных исследований система стабилизации тока при параллельной работе генераторов постоянного тока. Эта система одновременно поддерживает постоянство тока нагрузки и одновременно выравнивает токи между генераторами; при этом в качестве индикаторов распределения нагрузки используются падения напряжения на участках соединительных шин.

На рис. 1. изображена принципиальная схема системы стабилизации постоянного тока для случая параллельной работы двух генераторов. По такой схеме в Лаборатории высоких энергий выполнена система питания магнита типа ИК-3-4 200-литровой пузырьковой пропановой камеры. Система стабилизации работает следующим образом.

Напряжение обратной связи, снимаемое с шунта, через потенциометр-датчик ПД (рис. 1) сравнивается с напряжением нормального элемента НЭ и разность этих напряжений через усилитель постоянного тока (УПТ) подается в цепь управления тириatronного выпрямителя каждого генератора. На рис. 1 для простоты изображен только один тириatron и одна вторичная обмотка анодного трансформатора каждого выпрямителя.

Пользуясь номограммой со шкалами  $\delta + \psi_D$ ,  $U_{1*}$ , находим:

$$S_{1*} = 0,680 \text{ и } \varphi'_1 = 109,5.$$

После этого вычисляем:

$$S_1 = S_{1*} \frac{U_1^2 D}{B} = 0,680 \frac{331^2 \cdot 0,728}{236} = 230,5 \text{ Мва};$$

$$\varphi_1 = \varphi'_1 - \psi_B + \psi_D = 109,5^\circ - 85,6^\circ + 1,65^\circ = 25,5^\circ.$$

Активная и реактивная мощности отправного конца:

$$P_1 = 230,5 \cos 25,5^\circ = 208,0 \text{ Мвт}; \quad Q_1 = P_1 \tan \varphi_1 = 99,5 \text{ Мвар}.$$

Аналогично производятся расчеты в том случае, когда заданы параметры отправного конца электропередачи.

Из приведенного примера видно, что номограммы, построенные по точным уравнениям линии (электропередачи), дают возможность быстро,

с минимум простейших арифметических вычислений, определять параметры режима концов электропередачи.

Универсальные номограммы могут быть построены и для других условий, например, для заданных: мощности на одном конце и напряжении на другом конце.

**Заключение.** Основным преимуществом описанных универсальных номограмм является то, что они применимы к электропередачам с различными параметрами и номинальными напряжениями. В этих номограммах напряжения и мощности представлены в относительных единицах, и в отличие от известных круговых диаграмм нет надобности для каждой рассматриваемой линии строить собственные круговые диаграммы мощностей.

[30.10.1963]



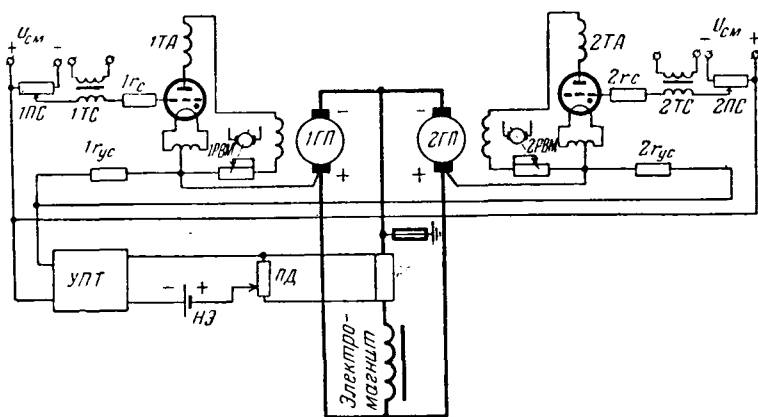


Рис. 1.

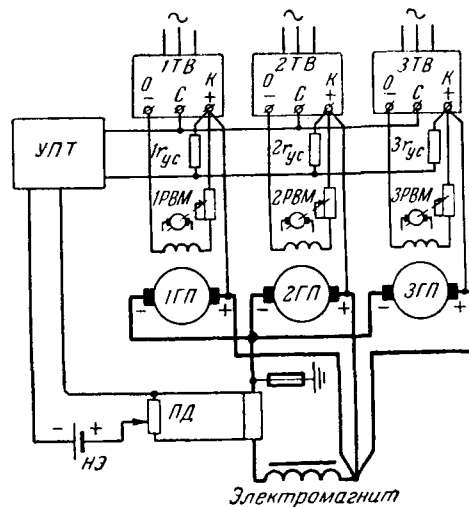


Рис. 2.

Основу устройства выравнивания нагрузочных токов между генераторами составляют «уравнивательные связи» — соединение катода каждого выпрямителя с «плюсом» своего генератора. Сигнал выхода УПТ поступает в цепи управления (сетка—катод) тиратронных выпрямителей через сопротивления уравнивательных связей  $1r_{yc}$ — $2r_{yc}$ . На эти же сопротивления по уравнивательным связям подаются падения напряжения с участков соединительных шин. Нетрудно проследить, что такая схема точного управления стремится не только поддерживать постоянство суммарного тока нагрузки, но и уравнивать нагрузочные токи между генераторами. Совершенно очевидно, что указанный принцип построения комбинированной системы автоматического регулирования может быть распространен, вообще говоря, на  $n$  параллельно работающих генераторов.

На рис. 2 изображена схема для случая параллельной работы трех генераторов. В этой схеме подразумевается использование трех-шести фазных тиратронных выпрямителей ТВ с установкой анодного трансформатора внутри блока ТВ и с управлением за счет перемещения синусоиды сетевого напряжения относительно напряжения зажигания тиратронов. Блоки ТВ имеют зажимы: О — нулевая клемма анодного трансформатора; С — плюсовой зажим потенциометра смещения; К — объединенный катод тиратронного выпрямителя.

Для увеличения эффективности действия устройства выравнивания параллельное соединение плюсовых ветвей шин, используемых в качестве индикаторов распределения нагрузки, осуществлено на клемме электромагнита, что позволяет избежать применения специальных калиброванных сопротивлений.

В существующих системах длина ветвей-индикаторов достигает нескольких десятков и даже сотен метров. Совершенно очевидно, что, чем длиннее будут указанные ветви, тем они более будут согласованы по сопротивлению. Это положение является принципиальным для схемы выравнивания нагрузок между генераторами. Несогласованность же по сопротивлению минусовых участков ошиновки практически не вызывает осложнений,

что соответствует и теоретическим положениям [Л. 1].

Кроме указанного выше положительного эффекта, достигнутого за счет параллельного соединения ветвей-индикаторов на зажиме потребителя, имеется еще одно обстоятельство. Дело в том, что, если применить обычную систему параллельного соединения шин непосредственно у машин, то остаточного напряжения генераторов, как показывает практика, бывает достаточно для создания уравнительного тока, превышающего номинальный. Схемы, изображенные на рис. 1 и 2, исключают этот недостаток.

При построении комбинированной системы автоматического регулирования следует учитывать то положение, что при подъеме-снятии нагрузки на напряжение обратной связи меньше эталонного, поэтому в цепи управления тиратронных выпрямителей подается значительный сигнал с выхода УПТ, открывающий последние и частично компенсирующий тем самым воздействие схемы выравнивания.

В осуществленной системе для снятия указанного компенсирующего воздействия имеется специальный измерительный орган, выполненный на поляризованном реле и подключенный к «плюсам» генераторов. При появлении значительных уравнивательных токов указанное реле, с одной стороны, дает импульс на снятие анодного питания с блока УПТ, а с другой стороны, дает разрешение (запрет) на выведение (введение) сопротивления моторного реостата возбуждения соответствующего генератора. Совершенно очевидно, что при числе генераторов, большем двух, число поляризованных реле должно быть равным числу генераторов, а сами они должны быть соединены по схеме многолучевой звезды и подключены к «плюсам» соответствующих генераторов.

В выполненной по рассмотренному принципу системе питания электромагнитов использованы два генератора типа ГП-5000 ( $I_n=6770$  а,  $U_n=$

## К ВОПРОСУ О ПЕРЕДАЧЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ НА ДАЛЬНИЕ РАССТОЯНИЯ

### К ВОПРОСУ О ПЕРСПЕКТИВАХ ПОВЫШЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

(Статьи И. А. Сыромятникова и Г. Н. Александрова, М. В. Костенко,  
И. Ф. Полового, «Электричество», 1962, № 11)

Кандидат техн. наук Н. Н. КРАЧКОВСКИЙ

Обе статьи являются актуальными, содержат ряд интересных данных, однако их особенностью является то, что некоторые выводы не вытекают из самого содержания статей, не подкрепляются какими-либо технико-экономическими расчетами, а потому являются декларативными. При общем отрицательном отношении к постоянному току у этих авторов отсутствуют в то же время указания о путях развития дальних и сверхдальних электропередач.

Статья И. А. Сыромятникова, как это следует из имеющихся в конце ее выводов, ставит целью установить основные технико-экономические показатели электропередач постоянного тока без учета надежности их работы. Полученные в результате расчетов основные характеристики электропередач — капитальные и расчетные затраты и т. п. — даны в зависимости от к. п. д. электропередачи. В статье нет основной экономической характеристики электропередачи в виде диаграммы  $P-L$  (мощность — расстояние), где были бы даны разграничительные кривые, указывающие, в каких областях этой диаграммы является оптимальным то или иное напряжение. Там не указано так же, как влияет напряжение на экономичность передачи. Рекомендация, содержащаяся в статье И. А. Сыромятникова о том, что «для получения приемлемых экономиче-

ских показателей отношение  $\frac{L}{U_1}$  должно быть порядка 1—1,5», по нашему мнению голословна и не обосновывается расчетами.

Вторая статья (М. В. Костенко и др.) верна в основной своей части, рассматривающей факторы, ограничивающие повышение напряжения, и содержащей оценку возможностей повышения напряжения линий переменного и постоянного токов. Связь основных характеристик электропередач авторы дают в виде формул (3) и (4), позволяющих определить вес цветного металла проводов линии в зависимости от передаваемой мощности, к. п. д. и отношения  $\left(\frac{L}{U}\right)^2$ , где  $U$  — напряжение

относительно земли. В качестве критерия экономичности в статье принят удельный расход цветного металла, а не общепризнанный критерий — минимум расчетных затрат. Поэтому авторы совершенно не пользуются диаграммой  $P-L$  для установления оптимального напряжения, но высказываются, что при оценке требований к напряжению, обеспечивающему приемлемые технико-экономические показатели для транспорта энергоресурсов, желательно ориентироваться на данные, приведенные в таблице при  $\eta=0,9$ , однако при этом ничего не говорится о том, что такое «приемлемые показатели».

Таким образом, авторы обеих статей не дают четких и яс-

ных указаний по вопросу выбора напряжения. Если исходить из методики И. А. Сыромятникова, то необходимо, пользуясь формулами (10)—(14) его статьи, сопоставить несколько вариантов напряжений и из них уже выбрать оптимальный, соответствующий минимуму расчетных затрат. Это может быть сделано и по обычной методике, причем для каждого из сравниваемых вариантов, а также для сопоставления линий переменного и постоянного токов предварительно необходимо установить оптимальную нагрузку каждой из них. В этом отношении между ними имеется существенное отличие. На протяженных линиях переменного тока для обеспечения устойчивости требуется применение продольной компенсации, мощность которой, а следовательно, и стоимость растет пропорционально квадрату передаваемой мощности. Поэтому существует оптимальная степень продольной компенсации и оптимальная нагрузка линии. Так, согласно [Л. 1] для напряжения 500 кВ  $P_{опт}=(1,3-1,5)P_n$ , т. е. равна 1 200—1 400 Мвт, причем она слабо зависит от длины линии. Аналогичный метод применяется в США [Л. 2]\*. Для оптимальной нагрузки сечение провода должно быть выбрано по экономической плотности тока, отвечающей минимуму расчетных затрат.

При постоянном токе проблема устойчивости отсутствует, а потому снимаются ограничения в отношении увеличения передаваемой по одной цепи мощности. Пределом ее повышения является наибольшее возможное сечение проводов полюса и определенная расчетом экономическая плотность тока.

На рисунке даны кривые изменения расчетной стоимости передачи для линий (только линий)  $\pm 750$  кВ длиной в 2 000 км при  $T=7 500$  ч, при расчетной стоимости потерь 0,2 коп/кВт·ч (для условий Сибири), коэффициенте эффективности 0,1 и стоимости линий: для проводов АСО  $4 \times 700$  мм<sup>2</sup> — 41,2 тыс. руб/км; для проводов АСО  $4 \times 1 000$  мм<sup>2</sup> — 51,0 тыс. руб/км.

Расчетная стоимость при передаче 5—9 млн. кВт изменяется весьма мало, а оптимальная мощность равна 6 и 8 млн. кВт, причем при 6 млн. кВт разница равна всего 3%.

Экономическому сечению провода соответствует оптимальный к. п. д. линии и расход цветного металла. Обе последние величины являются производными и никак не могут рассматриваться как критерии.

Острый дефицит топлива и его дороговизна в Европейской части СССР делают необходимым скорейшее использование водных и топливных ресурсов Азиатской части, наиболее дешевых и составляющих более 90% всех энергоресурсов страны.

\* Согласно [Л. 2] для линий 500 кВ оптимальная нагрузка равна 1 200 Мвт.

=750 в,  $I_b=120$  а). В связи с тем, что требуемый режим питания (13 200 а) камерного магнита ИК-3-4 достигается при напряжении, равном примерно 160 в, то на первом этапе разработки в качестве выпрямителей возбуждения использовались мало-мощные тиратронные выпрямители типа БТ-4 (15 а, 400 в), работавшие с полуторакратной перегрузкой по току.

В настоящее время для возбуждения генераторов применяются мощные тиратронные выпрям-

тели типа ВТ-240 с тиратронно-конденсаторной схемой зажигания.

В указанной системе питания достигнута точность поддержания постоянства суммарного тока нагрузки не хуже  $\pm 0,05\%$  при точности поддержания равномерности загрузки генераторов  $\pm 2+3\%$ .

#### Литература

1. Брускин Д. Э., Электрооборудование самолетов, Госэнергоиздат, 1956.

[6.4.1964]





Таблица 1

Основные данные	Расчеты Н. Н. Крачковского [Л. 5]			Проект электропередачи Сибирь—Урал			Данные Н. Н. Соколо- ва и Ю. И. Лыскова [Л. 6]	
	5 млн. квт, 2 500 км, 35 млрд. квт·ч			8 млн. квт, 2 000 км, 56 млрд. квт·ч			12 млн. квт, 2 000 км, 84 млрд. квт·ч	
	настроен- ные	постоянного тока		компенси- рованные	настроен- ные	постоянно- го тока	настроен- ные	постоянно- го тока
Число цепей . . . . .	2	2	1	3	2	2	2	2
Напряжение, кв . . . . .	720	±720	±720	715	715	±720	950	±720
Капиталовложения, руб/квт . . . . .	63,1	46,0	35,1	83	58,5	45,3	46,5	38
То же, % . . . . .	137	100	76	183	129	100	122	100
Расчетная стоимость, коп/квт·ч . . . . .	0,171	0,126	0,111	0,224	0,168	0,127	0,130	0,110
То же, % . . . . .	136	100	88	171,5	132	100	118	100

Поэтому необходимо объективное технико-экономическое сопоставление экономичности железнодорожного и трубопроводного транспорта топлива и передачи электрической энергии по проводам.

Пользуясь последними данными [Л. 18], были произведены сравнительные расчеты стоимости транспорта топлива и передачи электрической энергии по линии  $\pm 750$  кв, из которых следует, что электропередача постоянного тока становится выгоднее примерно с 1 000 км [Л. 3]\*\*.

И. А. Сыромятников полагает, что для расстояний 1 500—2 000 км может оказаться более целесообразным применение переменного тока напряжением 1 100—1 200 кв, в том числе настроенных электропередач. В пользу последних высказываются также некоторые участники дискуссии, в том числе А. И. Долгинов, Н. А. Мельников и В. Д. Юренков\*\*\*.

В табл. 1 приведены результаты наших расчетов, взятые из [Л. 5], и расчетные стоимости по проекту электропередачи Сибирь—Урал, к которым близки данные [Л. 6].

Из табл. 1 видно, что при одинаковом числе цепей и передаваемой мощности расчетная стоимость энергии при настроенной электропередаче на 36 и 32% выше, чем при постоянном токе; компенсированная электропередача дает превышение на 71%.

В той же таблице приведены данные статьи Н. Н. Соколова и Ю. И. Лыскова, выступивших с предложением [Л. 6] настраивать электропередачу на волновую длину 190—215° и располагать статические конденсаторы таким образом, чтобы в режиме передачи максимальной мощности на большей части линии (60—80%) напряжение было примерно на 30% выше, чем по концам, в частности, 950 и 715 кв. При этом предполагается транзитная электропередача без промежуточных отборов мощности. Экономические показатели такой передачи по данным авторов практически такие же, как обычной настроенной электропередачей напряжением 950 кв, стоимость которой приведена в табл. 1. Поэтому не будем здесь касаться вопроса о целесообразности предложения Ю. И. Лыскова и Н. Н. Соколова, но отметим только, что предлагаемая ими передача представляет лишь частный случай и возможна только на начальный период ее работы. Таким образом, при настроенной электропередаче напряжением 950 кв расчетная стоимость все же на 18% выше, чем электропередачи  $\pm 720$  кв, что признают и сами авторы.

По мере развития энергосистем настроенная электропередача должна будет превратиться в компенсированную электропередачу 950 кв с промежуточными подстанциями, на что указывает один из авторов—Ю. И. Лысков, а также и В. К. Щербаков [Л. 7]. При этом экономические показатели будут значительно хуже, чем при постоянном токе  $\pm 720$  кв (при транзитной передаче 0,192 и 0,109, т. е. в 1,76 раза больше). Поэтому остается в силе сделанный мною ранее вывод о полной экономической бесперспективности настроенных электропередач<sup>1</sup>. Этот вывод еще более усиливается при уче-

те технических и энергетических факторов, влияние которых рассматривается ниже.

Для возможно полного и объективного сравнения компенсированных и некомпенсированных электропередач переменного тока и электропередач постоянного тока произведены пересчеты стоимости передач для расстояний 1 200—500 км по материалам проекта электропередачи Сибирь—Урал и по данным статьи С. С. Рокотяна и М. М. Аксельрода [Л. 8]. Кроме того, произведены специальные технико-экономические расчеты электропередач мощностью 1, 1,5, 2 и 3 млн. квт на расстояние 500 и 1 000 км как при отсутствии отборов, так и при один-двух отборах при переменном токе 500 и 750 кв и постоянном токе  $\pm 300$ —750 кв.

В табл. 2 приводится общая сводка, в которую включены и данные других авторов.

Из этой таблицы следует, что в наихудшем случае постоянный ток выгоден с расстояний: при отсутствии отборов 800 км; при наличии отборов 1 000 км. Следовательно, электропередачи переменного тока напряжением 750 кв целесообразны лишь для расстояний до 1 000 км, т. е. для внутрисистемного распределения, но не для дальних и сверхдальних электропередач.

Помимо чисто экономических преимуществ, электропередачи постоянного тока обладают рядом ценных технических качеств. Обе полуцепи работают независимо и при выпадении одной из них по второй в течение нескольких часов можно передать 60—65% полной мощности. Возможно применение специальной схемы резервирования полуцепей, позволяющей путем изменения полярности присоединить обе половинки мостов к неповрежденному полюсу и передать до 90% полной мощности [Л. 10]. Поэтому электропередача постоянного тока практически не нуждается в резервировании и в отношении надежности эквивалентна двухцепной линии переменного тока.

Ввиду отсутствия ограничений по устойчивости возможна передача по линии постоянного тока дополнительной мощ-

Таблица 2

	Монография по постоянному току под редакцией Л. Р. Неймана	Данные статьи С. С. Рокотяна и М. М. Аксельрода [Л. 8]	Данные проекта электропередачи Сибирь—Урал	Расчеты Н. Н. Крачковского	Данные статьи Стодартга [Л. 34]
Передаваемая мощность, млн. квт (на одну цепь)	1—2,5	2,4	2,7—4,0	1—3	0,5—1,8
Расстояние без отборов, км	600—800	600	500—700	550—650	650—800
Расстояние с отборами, км	800—1 000	800	—	800—1 000	—

\*\* Для условий США 1 100 км.

\*\*\* За рубежом настроенные электропередачи вообще не применяются.

<sup>1</sup> Таким образом, упрек А. И. Долгинова и других по моему адресу, что такой вывод—«пример суждения, полученного из необоснованных технико-экономических расчетов»—полностью отпадает и должен быть обращен к ним самим.

ности сверх расчетной. Сама линия, особенно в зимнее время, практически не имеет ограничений по нагрузке, а трансформаторы в течение нескольких часов могут быть перегружены на 20—25% (зимой). Вентили типа ВРН-9 допускают перегрузку до 30% [Л. 11]. Поэтому в зимнее время линию постоянного тока кратковременно можно перегружать на 20—25%.

В связи с этим целесообразно передавать по линии постоянного тока дешевую дополнительную мощность ГЭС для покрытия зимних пиков нагрузки и резервирования приемных энергосистем и тем самым уменьшить мощность КЭС. Согласно нашим расчетам, произведенным в 1963 г., при передаче 12 млн. *квт* по двум цепям линии  $\pm 750$  *кв* и сверх того 3 млн. *квт* пиковой мощности на Урале, в Среднем Поволжье и в Центре можно на эту же величину 3 млн. *квт* уменьшить мощность КЭС.

Из-за поясного сдвига времени на 4 ч между Сибирью и Центром увеличения мощности ГЭС Сибири сверх величины, необходимой для покрытия собственного пика нагрузки, вообще не потребуются. Поэтому 3 млн. *квт* являются чистой экономией, к которой добавляется примерно 2 млн. *квт* за счет уменьшения общего резерва мощности. Экономия затрат равна  $5 \times 55 = 275$  млн. руб., что составляет около 70% от затрат на сооружение двух электропередач напряжением  $\pm 750$  *кв*. С учетом этого расчетная стоимость энергии, переданной на Урал от Итатских КЭС, на 40% дешевле, чем при сооружении КЭС на самом Урале. Это близко соответствует данным [Л. 9].

С увеличением длины линии расчетная стоимость передачи при постоянном токе возрастает сравнительно незначительно: так, при передаче 6 млн. *квт* на 2 000 км равна 0,1 *коп/квт·ч*, а при 4 000 км 0,15 *коп/квт·ч*, т. е. такова же, как при передаче 1 млн. *квт* при 500 км на расстояние 1 000 км. Согласно [Л. 3] расчетная стоимость энергии на КЭС в Итате равна 0,227 *коп/квт·ч*, на Урале (2 000 км) 0,326 *коп/квт·ч*, а в Москве (3 000 км) 0,37 *коп/квт·ч*, т. е. в Москве больше в 1,64 раза, чем на месте, в Итате. Однако она гораздо ниже, чем в Центре на КЭС на донецких углях (0,53 *коп/квт·ч*). Это свидетельствует о том, что при напряжении  $\pm 750$  *кв* передача электроэнергии на 3 000—4 000 км является эффективной, и необоснованным является утверждение И. А. Сыроматникова (п. 3 выводов его статьи), что «напряжение  $\pm 720$  *кв* следует применять лишь при расстояниях 1 500—2 000 км». Из предварительных данных проекта электропередачи Сибирь—Урал следует, что при повышении напряжения до  $\pm 950$  *кв* расчетная стоимость снижается примерно на 5%, а потому в данное время, учитывая дополнительные при этом технические трудности, нет оснований применять напряжение  $\pm 950$  *кв*.

Из приведенных данных также видно, что стоимость энергии на КЭС в центре (Москва) дороже стоимости энергии, переданной из Сибири, почти в 1,5 раза.

Это дает основание сделать вывод, что КЭС следует строить не в Европейской части, а в Сибири и Средней Азии, а от них мощные электропередачи постоянного тока.

В ближайшие годы потребность в электроэнергии Европейской части СССР настолько возрастает, что даже при успешном развитии атомных электростанций масштабы передачи энергии будут весьма большими.

Имеются мнения о ненадежности стоимостных данных по постоянному току. Это касается в основном вентилях. По данным ВЭИ (1958 г.) стоимость вентиля равна 4 000—5 000 руб. (в современных ценах). По данным НИИПТ

(1963 г.) она равна 19 000—25 000 руб., при этом в зависимости от схемы и мощности подстанции стоимость закрытого преобразовательного устройства (без здания) для напряжений  $\pm 400$ —750 *кв* равна 2—3 *руб/квт*. При 5 000 руб. за вентиль она уменьшится в 2 раза и на двух подстанциях разница будет 2—3 *руб/квт*, что составляет 12—15% от общей их стоимости, а для всей электропередачи Сибирь—Урал около 6% (примерно 40 *руб/квт*). Что касается прочного оборудования — трансформаторы, статические конденсаторы, то его стоимость примерно такова же, как при переменном токе. В США и Канаде стоимость преобразовательных подстанций принимают равной 24—28 *долл/квт* (последняя принята в статье Стоддарта [Л. 4]), но руководитель фирмы ASEA Ламм считает ее завышенной на 20% [Л. 14].

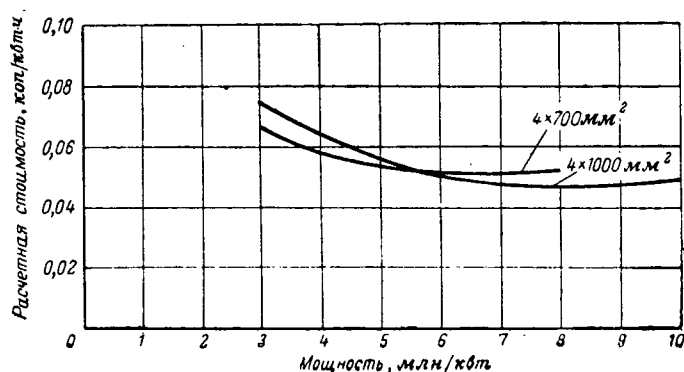
Авторы обеих статей не совсем согласны в оценке изоляций линий переменного и постоянного токов, но это мало влияет на стоимость линий, так как при повышении напряжения на 20% стоимость увеличивается на 2,5—3%. По мере улучшения технологии производства вентилях, повышения мощности и массовости их изготовления, при применении запаянных вентилях, расположенных на открытом воздухе, и при отказе от излишнего резервирования стоимость преобразовательных подстанций существенно снизится, что и необходимо учитывать на перспективу. Академик А. А. Чернышев еще в 1931 г. писал: «в случае разрешения технических трудностей, которые мы имеем на сегодняшний день в передаче постоянным током, все произведенные затраты на электрификацию трехфазным током будут менее эффективны по сравнению с тем, что может дать в будущем постоянный ток» [Л. 15].

Имеются крайние мнения (Ю. И. Лысков), что «для оборудования постоянного тока ничего, кроме общих соображений, нет» и, как следствие этого, ориентация на широкое применение переменного тока напряжением 750 *кв*. В текущем году полностью войдет в работу электропередача  $\pm 400$  *кв* Волгоград—Донбасс. При применении вместо последовательного параллельного включения вентилях<sup>2</sup> ее мощность возрастет до 1,5 млн. *квт*, а при увеличении числа вентилях ВР-9 при том же напряжении  $\pm 400$  *кв* она может быть доведена до 2,5—3 млн. *квт*, т. е. превысит натуральную мощность линии 750 *кв*. Разрабатываются вентили на большие напряжения и токи (2 000 *а*), при которых мощность передачи напряжением  $\pm 750$  *кв* возрастет до 6—8 млн. *квт*, причем последовательно-параллельное соединение вентилях обеспечит требуемую надежность передачи<sup>3</sup>.

В ряде стран в 1965 г. вступают в работу электропередачи постоянного тока, на которых будут применены вентили фирмы ASEA на 125 *кв*, 1 200 *а* и 25 *Мвт*. При двух таких вентилях, соединенных параллельно, и 12 мостах напряжение будет равно  $\pm 750$  *кв*, а мощность 3,6 млн. *квт*. В США считают, что необходимое для постоянного тока оборудование будет разработано, если только станет очевидной необходимость в нем и его экономическая целесообразность [Л. 13].

Что касается трансформаторов, изготовление которых представляет наибольшие трудности при повышении напряжения, то в докладе Э. А. Манькина (1960 г.) указывалось, что и «трансформаторы для варианта переменного тока на линейное напряжение 700—750 *кв* должны иметь уровень изоляции (как относительно земли, так и продольной) значительно более высокий, чем для варианта постоянного тока» [Л. 12, стр. 76]. Опыт изготовления трансформаторов 750 *кв* для Конаковской КЭС облегчит и создание трансформаторов  $\pm 750$  *кв*. Мощные электропередачи могут осуществляться по этапам, что облегчает освоение оборудования.

Для повышения эффективности дальних электропередач постоянного тока к ним следует присоединить промежуточные энергосистемы и районы с целью снятия пиков нагрузки и резервирования. Существует необоснованное мнение о больших технических трудностях присоединения промежуточных инверторных подстанций. Но еще в докладе Л. Р. Неймана и др. [Л. 17] на совещании по постоянному току в 1960 г. была доказана осуществимость этого путем применения разрядников и сеточного АПВ, которое является идеальным включателем, причем ликвидация аварии осуществляется более быстро и с меньшими повреждениями проводов и изоляторов, чем



<sup>2</sup> По решению Государственного комитета по энергетике и электрификации по такой схеме монтируется один из мостов.

<sup>3</sup> Разработано и испытано несколько лет назад в Ленинградской лаборатории ЭНИН.

при переменном токе. В [Л. 15] Ламм также обосновывает техническую возможность промежуточного, параллельного присоединения преобразовательных подстанций путем использования их сеточной защиты и быстродействующих разъединителей взамен выключателей, которые при этом не требуются.

Включение и отключение осуществляется для каждой цепи независимо, а потому перерыва в передаче энергии вообще не происходит. Лишь при большом числе подстанций и при разветвленной сети постоянного тока требуются выключатели, разработка которых у нас успешно ведется. В [Л. 13] указывается, что можно разработать выключатели постоянного тока приемлемой стоимости.

Распределение мощности в приемной системе целесообразно осуществлять не на переменном токе, а путем нескольких инверторных подстанций, последовательно соединенных между собой короткими кабелями постоянного тока, с постепенно уменьшающимся напряжением. Это особенно приемлемо для больших городов. Кабели постоянного тока  $\pm 400$ — $750$  кВ у нас уже разрабатываются.

### Литература

1. Крачковский Н. Н., К вопросу об оптимальной нагрузке линий электропередач переменного и постоянного токов. Сборник трудов ЭНИН, Общая энергетика, Изд-во АН СССР, 1961.
2. Диллард. Применение сверхвысоковольтных ЛЭП в США, Westinghouse Eng., 1963, № 2.
3. Крачковский Н. Н., О перспективах использования топливных ресурсов Сибири и Средней Азии для электрооборудования Европейской части СССР, «Теплоэнергетика», 1963, № 12.
4. Стодарт, Роль электропередач постоянного тока в электрическом развитии Канады, Д. С., 1963, № 10.
5. Крачковский Н. Н., Настроенные электропередачи, дискуссия, «Электричество», 1962, № 7.
6. Лысков Ю. И. и Соколов Н. Н., Характеристики

мощных настроенных электропередач переменного тока, «Электрические станции», 1962, № 5.

7. Щербаков В. К., Настроенные электропередачи, «Электричество», 1961, № 8.

8. Аксельрод М. М., Техничко-экономические показатели электропередач постоянного тока, «Электроэнергетика», вып. 5, ЭНИН, Изд-во АН СССР, 1962.

9. Болотов В. В., Бурцева Г. Е. и Захарова Е. П., Учет межсистемного эффекта при проектировании мощных электропередач, «Электричество», 1960, № 8.

10. Крачковский Н. Н., Экономические предпосылки и области применения электропередач постоянного тока, Изв. ОТН АН СССР, «Энергетика и автоматика», 1962, № 3.

11. Емельянов В. М., Иванченко В. А. и Озол А. М., Мощный высоковольтный вентиль с секционированным анодным узлом, Изв. НИИПТ, 1960, № 6.

12. Манькин Э. А., Перспективы построения трансформаторов предельных мощностей и напряжений для передач постоянного тока, Изв. НИИПТ, 1960, № 6.

13. Мак-Грегори, Экономическая и техническая целесообразность применения постоянного тока для сверхвысоковольтных электропередач, 1963, № 3.

14. О целесообразности применения ЛЭП постоянного тока в США и Канаде, дискуссия, Д. С., 1963, № 7.

15. Ламм, ЛЭП постоянного тока с промежуточными присоединениями, Д. С., 1963, № 5.

16. Чернышев А. А. и Ситников М. М., Современное состояние передачи энергии постоянным током и перспективы дальнейшего развития, Доклад на Всесоюзной конференции по электропередаче, Ленинград, 1931.

17. Нейман Л. Р., Поссе Л. В. и Щедри Н. Н., Технические характеристики передач постоянного тока, Изв. НИИПТ, 1962, № 6.

18. Пробст А. Е. и др., Сравнительные технико-экономические показатели по добыче и транспорту топлива по районам СССР, изд-во «Наука», 1964.

[17.3.1964]

УДК 621.314.212

## КОМПЛЕКСНЫЙ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ МЕТОД ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТРАНСФОРМАТОРОВ

(Статья К. К. Балашова, «Электричество», 1963, № 4)

Кандидат техн. наук, доц. В. И. АРТЕМЕНКО и инж. Г. В. ПУЙЛО

Одесский политехнический институт

Вопросам технико-экономического проектирования трансформаторов посвящено много работ, особенно в последние годы, что свидетельствует об их актуальности.

Однако большинство из опубликованных работ мало применяется в практике проектирования трансформаторов, так как в них приняты такие допущения и исходные данные, которые не обеспечивают их достаточную точность и универсальность. Так, в работах [Л. 2 и 3] предполагается, что ширина обмоток «в окне» трансформатора  $F - l_q$  (здесь и дальше обозначения даны по [Л. 1]) или ширина окна  $F$  для всех возможных вариантов расчета постоянна. В действительности эти размеры изменяются в довольно широких пределах, будучи функцией  $x$  и  $\xi$  (для приемлемых вариантов до 30%).

В [Л. 4] и ряде других работ используется коэффициент заполнения окна трансформатора  $\phi_{ок}$ , принимаемый постоянным для всех вариантов расчетов и уточняемый по эмпирическим данным, тогда как может быть (и то лишь в определенных пределах) принято постоянство коэффициента заполнения обмоток  $\phi_k$ . Применение в расчетах коэффициента  $\phi_{ок}$  существенно снижает их точность. В работах [Л. 5 и 6] суммарная величина горизонтальных охлаждающих каналов (для катушечных и непрерывных обмоток) учитывается эмпирическими коэффициентами, которые не обеспечивают точность расчета вариантов, достаточную для практики.

Ряд методов [Л. 2, 4, 5 и 7] в исходных уравнениях использует неполное число технических условий, не вводя в расчетные формулы учет нагрева обмоток. Поэтому среди вариантов, рассчитанных по этим методам, будут заведомо непригодные по условиям перегрева.

В результате этого на практике (на трансформаторных заводах) предпочитают применять метод непосредственного расчета и сопоставления вариантов. Этот метод является несомненно трудоемким и для его удовлетворительного использования применяются электронно-вычислительные машины [Л. 8]. При этом методу непосредственного расчета вариантов и основанном на нем стандартным программам расчета на ЭВМ свойственны на наш взгляд следующие основные весьма существенные недостатки:

1. Расчет ведется, исходя из неполного числа технических условий. Поэтому в процессе расчета не выдерживаются необходимый уровень средней тепловой нагрузки на обмотки трансформатора  $q_{от}$  и заданная величина напряжения короткого замыкания  $u_k$ . Для получения заданной величины  $u_k$  расчеты повторяются при различных технических условиях до тех пор, пока  $u_k$  не окажется в допустимых пределах. Иногда это не удается, что вынуждает принимать тот вариант, у которого  $u_k$  ближе всех к заданному.

2. Так как в заводской методике отсутствуют математические выражения, которые позволили бы получать искомый вариант с первого раза [Л. 8], то рассчитывается и сопоставляется большое количество вариантов, среди которых большинство заведомо непригодно. Даже каждый отдельный вариант получается в ряде случаев лишь после нескольких приближений.

3. Электромагнитный расчет совершенно не увязан с технико-экономическим, вследствие чего рассчитывается много неэкономичных вариантов.

4. При расчете обмоток используется ряд допущений

[Л. 8], которые при конструировании реального трансформатора требуют дополнительного пересчета.

5. В ходе расчета почти не используются обобщения теории соизмерности, которые могут быть сделаны на данном этапе развития трансформаторостроения.

Все это приводит к нерациональному использованию времени проектировщиков и ЭВМ, которая должна проводить полный расчет большого количества заведомо непригодных вариантов и используется таким образом только как средство ускорения счета при проектировании трансформаторов.

Однако очевидно, что вычислительная техника должна использоваться не только для частичной автоматизации расчетных работ, но и для непосредственного выбора оптимального варианта трансформатора при заданных технических и экономических условиях, а также для разработки, совершенствования и внедрения в практику новых методов расчета.

Именно такой подход к использованию вычислительных машин предполагает предлагаемый К. К. Балашовым комплексный метод технико-экономического проектирования трансформаторов [Л. 1]. Подробный анализ этого метода, а также проведенные с его помощью расчеты большого количества самых различных трансформаторов показывают, что он имеет следующие основные преимущества по сравнению с известными методами, а также заводским методом.

1. В уравнениях [Л. 1], связывающих геометрические размеры трансформатора, учтены основные технические условия, необходимые для расчета реального трансформатора, в том числе величина напряжения короткого замыкания  $u_k$ , необходимая тепловая нагрузка обмоток  $q_{от}$ , а также коэффициент заполнения обмоток  $\phi_k$  и обмоточный конструктивный фактор  $\beta$ , обеспечивающие условия размещения обмоток в окне трансформатора при заданном типе обмоток. При этом автоматически определяется необходимое число катушек и их высота из условий нагрева.

2. Формулы электромагнитного расчета увязаны с формулами технико-экономического расчета и весь электромагнитный расчет, при желании, можно вести, исходя из оптимальных экономических соотношений  $x$  и  $\xi$ . Поэтому предлагаемые в [Л. 1] математические зависимости позволяют вести сразу непосредственный расчет оптимального варианта. Используемые при выводе формул допущения и коэффициенты могут уточняться в процессе расчета и обеспечивают получение оптимального варианта трансформатора с большой степенью точности из расчета не более трех вариантов. Таким образом, число рассчитываемых вариантов резко сокращается.

3. В любом из рассчитанных вариантов выдержаны все заданные технические условия. Это значительно облегчает технико-экономическое сопоставление вариантов и позволяет быстро проводить четкий анализ влияния тех или иных параметров и технических условий на главные размеры и стоимость трансформатора. Изменяя эти параметры и технические требования не случайным образом, а по желаемому закону, можно исследовать эффективность и рациональные пределы тех или иных технических требований, чем может быть оказано косвенное влияние на улучшение технологии трансформаторостроения.

4. В ходе расчета используются обобщения теории соизмерностей, полученные из данных современного развития трансформаторостроения. Поэтому метод К. К. Балашова уже более 3 лет успешно применяется на кафедре электрических машин Одесского политехнического института в научной работе и для целей учебного проектирования.

По заданию ГНТК коллектив кафедры выполнял проектирование отечественной серии трансформаторов с алюминиевыми обмотками (серия ТСМА на 6 и 10 кв первого габарита) по методу [Л. 1].

В 1961 г. по заданию бывшего Госкомитета по автоматизации и машиностроению СССР на кафедре были выполнены под руководством К. К. Балашова и по его методике технико-экономические расчеты новых серий экономичных трансформаторов 1—4-го габаритов на 10, 35 и 110 кв. Результаты этих расчетов практически равноценны результатам, полученным Всесоюзным институтом трансформаторостроения при расчете тех же серий на ЭВМ с применением заводского метода расчета, отличающегося «объективностью и отсутствием допущений» [Л. 9].

Необходимо отметить, что для расчета оптимального варианта трансформатора новой серии по методу К. К. Балашова достаточно было выполнить не более двух-трех вариан-

тов расчетов, тогда как ВИТ рассчитывал в среднем около 60 вариантов для получения одного оптимального.

В свете изложенного выводы критиков [Л. 9] метода [Л. 1], считающих его громоздким, но обеспечивающим необходимую точность, а потому нецелесообразным для применения на практике, представляются несостоятельными и ошибочными. Как следует из [Л. 9], эти выводы получены не из данных по применению метода [Л. 1] в практических расчетах, а на основании попыток доказать погрешности и неточности тех или иных формул и коэффициентов [Л. 1], рассматривая их оторванно от всей взаимосвязанной системы расчета.

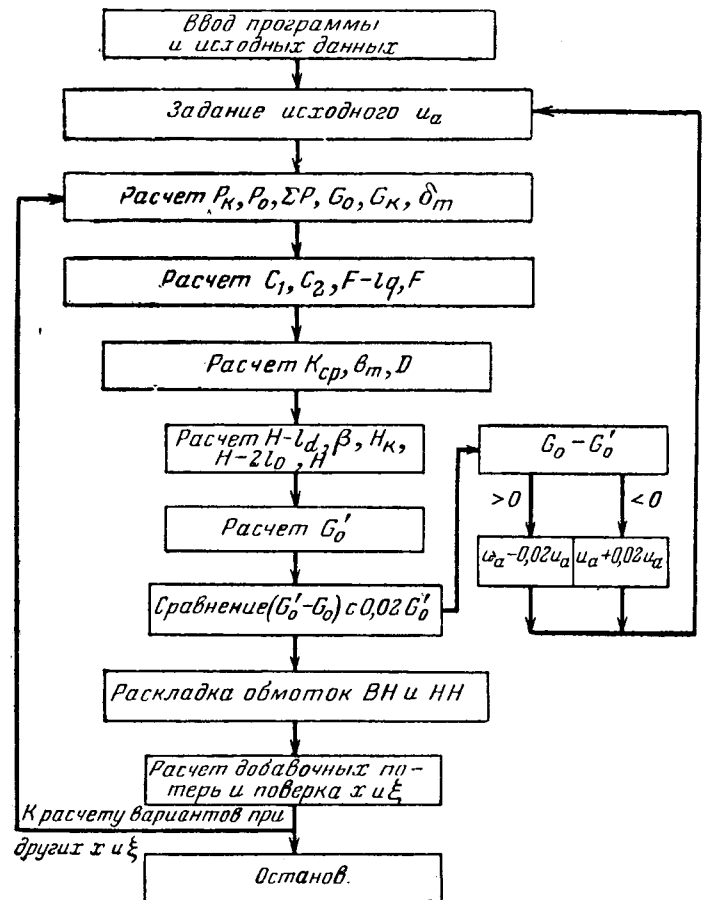
В частности, существенные возражения у авторов критики вызвало применение в методе К. К. Балашова постоянных трансформаторов  $C_x$  и  $C_{x=1}$ , а также неучет нормализованных диаметров.

Подробный анализ [Л. 1] и опыт его применения показывают, что введение в расчет постоянных  $C_x$  и  $C_{x=1}$  оправдывает себя, так как ускоряет процесс расчета  $u_a$ , соответствующего заданным  $x$  и  $\xi$ . Однако при желании можно обойтись без применения  $C_x$  и  $C_{x=1}$ , которые по сути дела являются коэффициентами пропорциональности между  $u_a$  и

$\sqrt{\frac{\xi m}{S_n}}$ . Заданным  $x$  и  $\xi$  соответствуют единственно возмож-

ные  $u_a$  и вес стали  $G_0$ . Поэтому для расчета  $u_a$  в этом случае следует использовать математический метод последовательных приближений. Расчет можно вести, предварительно задавая величину  $u_a$ , а затем определять по формулам [Л. 1] веса активных материалов  $G_k$ ,  $G_0$  и основные геометрические размеры  $D$ ,  $F$  и  $H$ .

При правильно выбранном  $u_a$  вес стали  $G_0$ , рассчитанный по формуле (6) и вес ( $G'_0$ ), определенный через основные геометрические размеры, могут отличаться не более чем на 1—2%. Если  $G_0 > G'_0$ , то необходимо уменьшать  $u_a$  и повторять расчет по формулам [Л. 1] до получения заданной точности совпадения  $G_0$  и  $G'_0$ ; если  $G_0 < G'_0$ , то  $u_a$  следует уве-



Упрощенная блок-схема для расчета трансформаторов на ЭВМ.

личивать. Так как уже в результате предварительного расчета оказываются известными количество и размеры катушек и плотность тока в обмотках, то тем самым практически уже задана раскладка обмоток в детальном расчете, который таким образом фактически предопределен. Такой способ расчета  $u_a$  позволяет обойтись без  $C_x$  и  $C_{x=1}$  и особенно легко осуществим при использовании ЭВЦМ, как это видно из прилагаемой блок-схемы, составленной для ЭВЦМ Урал-1 (рисунки). Из [Л. 1] следует, что при учете основных технических условий в системе уравнений, определяющих все размеры и основные потери трансформатора, имеются лишь две независимые переменные (при заданной величине  $B_s$ ). Поэтому, исходя из удобства расчета, можно выбрать ту или иную пару переменных ( $\rho_0$  и  $\rho_k$  и т. п.). В частности, метод [Л. 1] можно применять, исходя из нормализованных диаметров стержней трансформаторов. В этом случае расчет можно вести в такой последовательности.

1. Предварительно выбирается диаметр стержня  $D$  из нормализованного ряда и плотность тока в обмотках  $\delta_m$  (ориентируясь на исходное значение мощности и исходя из

заданных  $x$  и  $\xi$ , так как  $\delta_m \equiv \sqrt{\frac{\xi}{x}}$ ).

2. Решается совместно система трех уравнений с тремя неизвестными  $u_a$ ,  $b_m$ ,  $F - I_q$ :

$$1 + C_1 = \frac{4b_d}{F - I_q} + C_2(F - I_q)[(F - I_q) + 6a_{12}], \quad (1)$$

$$D = \frac{b_m \delta_m \cdot 10^4}{A_4 k_{2a} B_s k_1 u_a}, \quad (2)$$

$$b_m = \frac{D + k_{cp} \frac{F}{2}}{D}. \quad (3)$$

Совместное решение этих уравнений дает значения  $u_a$ ,  $b_m$ ,  $F - I_q$ , соответствующие выбранным  $D$  и  $\delta_m$ .

3. По формулам [Л. 1] рассчитываются веса активных материалов, потери в трансформаторе и полные годовые затраты.

Такие расчеты могут быть проведены для нескольких значений нормализованных диаметров  $D$  и  $\delta_m$ . Оптимальный вариант определяется из сравнения величин годовых затрат отдельных вариантов. Отличительное свойство всех полученных вариантов — выполнение всех заданных технических

условий. Варианты отличаются только степенью экономичности.

В заключение следует отметить, что слабым местом предложенного в [Л. 1] метода является неучет добавочных потерь (это справедливо отмечалось и в [Л. 9]). Такая задача по нашему мнению может быть удовлетворительно решена с помощью работников заводов и научно-исследовательских институтов, имеющих большой опыт расчета добавочных потерь в трансформаторах.

Выводы. 1. Изложенный в [Л. 1] технико-экономический метод расчета трансформаторов может служить достаточно надежной основой для разработки единого комплексного метода для технико-экономических расчетов трансформаторов в промышленности.

2. Применение метода [Л. 1] для технико-экономических расчетов трансформаторов на ЭВЦМ позволит резко сократить число расчетных вариантов и облегчить их анализ.

3. Имеющийся опыт использования метода [Л. 1] на практике подтверждает его достаточную точность и рациональность, а поэтому с выводами [Л. 9] нельзя согласиться.

### Литература

1. Балашов К. К., Комплексный технико-экономический метод проектирования трансформаторов, «Электричество», 1963, № 4.
2. Тихомиров П. М., Рациональный выбор основных размеров силовых трансформаторов, Труды МЭИ, вып. XVI, 1956.
3. Дачев А., Определение оптимальных геометрических размеров и электромагнитных нагрузок силовых трансформаторов, «Машиностроение», 1963, № 3.
4. Булгаков Н. И., Расчет трансформаторов, Госэнергоиздат, 1952.
5. Попов И., Определение основных параметров серии мощных трансформаторов, Wissenschaftliche Zeitschrift der Hochschule für Electrotechnik Ilmenau, 1959, Н. 2/3.
6. Apetrei C., Метод расчета оптимальной технико-экономической конструкции силового трансформатора с учетом условий его эксплуатации, Studii si cercetari energ. Acad. RPR, 1962, № 4.
7. Кульовский П. и Кукушев Х., Определение основных размеров трансформатора, «Электричество», 1960, № 3.
8. Нордио А. В., Применение электронной вычислительной машины Урал-1 для расчетов серии трансформаторов, Энергетика и электротехническая промышленность, Киев, 1963, № 1.
9. Бабис Р. С., Бики М. А. и Горбунцов А. Ф., Комплексный технико-экономический метод проектирования трансформаторов (дискуссия), «Электричество», 1963, № 10.

УДК 621.314.212

## Инж. Н. Н. ХУБЛАРОВ

Всесоюзный электротехнический институт имени Ленина

В статье предлагается новая аналитическая методика расчета силовых трансформаторов, в основе которой лежит предложенная ее автором зависимость  $u_2 = C_{x=1} \frac{C_x}{C_{x=1}} \xi^{m/4} S_n^{-1/4}$

(формула (9) статьи), где  $C_x$  и  $m$  — эмпирические коэффициенты. Все остальные формулы и выводы К. К. Балашова получены путем подстановки этой формулы в известные соотношения между размерами и параметрами трансформаторов.

В технической литературе в разное время предлагались различные аналитические методики для выбора основных размеров и плотности тока в силовых трансформаторах. Ни одна из них не применяется в практике трансформаторостроения, так как по аналитической методике можно найти лишь зону поиска оптимального решения.

При реальном проектировании силового трансформатора эту зону поиска можно сравнительно легко определить путем сравнения проектируемого трансформатора с аналогичными существующими — без применения аналитических методик.

Однако при расчете на ЭВЦМ аналитические методики могут быть полезными (во всяком случае запрограммировать сравнение с другими трансформаторами труднее, чем аналитическую формулу).

При учебных расчетах эти методики весьма удобны.

Методика К. К. Балашова, как и другие аналитические методики, основана на ряде допущений, которые приводят к тому, что по ней нельзя получить точные значения основных размеров и удельных нагрузок, т. е. эта методика не избавляет проектировщика от расчета вариантов.

Существенное отличие методики К. К. Балашова от других аналитических методик — это допущение о постоянстве тепловой нагрузки обмотки  $q_0$  во всех вариантах рассчитываемого трансформатора<sup>1</sup>. Основная зависимость  $u_a = C_x \xi^{m/4} S_n^{-1/4}$  получена автором именно с помощью этого

допущения, хотя в рассматриваемой статье оно не оговорено в явном виде. Допущение о постоянстве  $q_0$  автором не обосновано; вместе с тем в реальных трансформаторах значения  $q_0$  заметно колеблются (в первую очередь из-за дискретного строения обмоток).

Из других допущений автора наибольшие возражения

<sup>1</sup> Балашов К. К., О выборе напряжения короткого замыкания трансформатора, «Вестник электропромышленности», 1963, № 4.

## Н. Н. КРАЧКОВСКИЙ

(К 75-летию со дня рождения)

16 декабря 1964 г. исполнилось 75 лет одному из старейших энергетиков Советского Союза, кандидату технических наук Крачковскому Николаю Николаевичу.

Н. Н. Крачковский окончил в 1916 г. Ленинградский политехнический институт и в течение ряда лет работал в области электрификации страны, участвуя в проектировании, изысканиях, строительстве и эксплуатации первых высоковольтных линий электропередач и подстанций. С 1922 по 1926 гг. он принимал участие в проектировании и строительстве первого советской энергетики — Волховской ГЭС имени В. И. Ленина и первой ЛЭП 110 кв. С 1927 по 1932 гг. работал в ГЭТ (Государственный электротехнический трест) и Ленинградском Отделении Днепростроя — по проектированию линий передачи; был начальником отделения по энергетике и линиям передачи в Свердловское и Ленгидроэнергопроекте (1932—1938 гг.), одновременно по поручению Академии наук СССР работал над проблемой 100-периодного тока, а также принимал непосредственное участие в проекте электропередачи Куйбышевская ГЭС — Москва. Затем Николай Ни-



колаевич работал в Ленгидропроекте (до 1947 г.), в институте Гидроэнергопроект в Москве (до 1955 г.) и до настоящего времени работает старшим научным сотрудником энергетического института Академии наук СССР.

Б. К. Александров, Б. А. Дерман, Н. Г. Дроздов, Л. А. Дубинский, А. М. Залесский, М. Д. Каменский, М. Д. Козлов, Г. С. Лисовский, К. С. Синелобов, П. В. Требулев, Б. С. Успенский, М. Д. Хейфиц, М. А. Швецов

В своей инженерной и научной деятельности Н. Н. Крачковский всегда выдвигал и активно отстаивал новые прогрессивные проблемы, в том числе он был одним из первых инициаторов перевода линий 400 кв от Куйбышевской ГЭС имени Ленина на напряжение 500 кв.

Страстный сторонник применения постоянного тока для дальних и сверхдальних электропередач он много труда и времени уделяет решению этой проблемы.

Н. Н. Крачковский является автором более 75 научно-технических статей в технических журналах и других печатных изданиях, а также имеет два авторских свидетельства на изобретения.

Н. Н. Крачковский имеет правительственные награды: орден Трудового Красного Знамени и медали.

Николай Николаевич, полный сил и энергии, продолжает работать в различных областях энергетики. Пожелаем ему долгих лет жизни и плодотворной работы на благо нашей Родины.

вызывает учет добавочных потерь в обмотках и элементах конструкции с помощью постоянного (для данного трансформатора или группы трансформаторов) коэффициента. Для трансформаторов мощностью 40 000 кВА и более это допущение приводит к тому, что расчет по рассматриваемой методике может значительно отличаться от оптимального.

Трудно согласиться с высказанным в статье мнением, что в ней излагаются новые положения «теории проектирования трансформаторов». В статье дана аналитическая методика, которая может быть полезна для ускорения расчетов трансформаторов малой и средней мощности (до 40 000 кВА), но сфера ее применимости весьма ограничена, так как формула (9) статьи и другие вытекающие из нее соотношения получены путем анализа трансформаторов определенной конструкции со вполне определенными соотношениями размеров и параметров. Автор не доказал, например, что величина  $S_x=1$ , которую он полагает неизменной для данного типа трансформаторов, действительно постоянная. Попытка автора использовать формулы своей методики для теоретического исследования уже привела его к выводу, неправильному не

только количественно, но и качественно: в статье, опубликованной одновременно с рассматриваемой<sup>2</sup>, утверждается, что «не существует такого значения  $u_k$ , при котором стоимость трансформатора была бы минимальной». Конкретные расчеты опровергают этот вывод и подтверждают известное из литературы и заводской практики положение о том, что оптимальное значение напряжения короткого замыкания, соответствующее минимуму стоимости трансформатора, того же порядка, что и его значения, принятые в реальных трансформаторах.

Таким образом, предложенная К. К. Балашовым методика основана на неточной эмпирической формуле и не дает гарантированного и точного оптимума. Как и другие аналитические методики, она может быть полезной лишь для определения зоны поиска оптимального решения при расчете нормальных силовых трансформаторов на ЭЦВМ. Предложенные формулы непригодны для теоретического исследования.

<sup>2</sup> См. примечание 1.



## АНДРЕЙ ГЕОРГИЕВИЧ ЗАХАРИН

(К 60-летию со дня рождения)



В ноябре 1964 г. исполнилось шестьдесят лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Андрея Георгиевича Захарина, возглавляющего сектор «Общеметодических вопросов и прогнозов в энергетике» Энергетического института имени Г. М. Кржижановского.

С 1927 по 1932 гг. Андрей Георгиевич занимался проектированием и строительством электростанций и промышленных электроустановок в Закавказье. В 1932 г., после окончания электромеханического факультета Тбилисского политехнического института, он перешел на научную работу во Всесоюзный институт электрификации сельского хозяйства, а с 1944 г. трудился в Энергетическом институте имени Г. М. Кржижановского.

Кандидатскую диссертацию А. Г. Захарин защитил в 1937 г., докторскую в 1948 г.

Андрей Георгиевич многое сделал для претворения в жизнь ленинской идеи о сплошной электрификации страны. Им разработаны методы построения рациональных схем и систем электроснабжения районов с малой плотностью нагрузки, включая вопросы выбора источников электроснабжения, схем и параметров распределительных сетей; определены значение и пути эффективного использования местных энергетических ресурсов в сочетании с централизован-

ным электроснабжением от крупных энергосистем; разработаны основы создания местных энергетических систем.

А. Г. Захарин, являясь одним из ближайших учеников академика Г. М. Кржижановского, успешно развивает применительно к новому этапу электрификации методы комплексного общенергетического исследования, начало которым было положено в плане ГОЭЛРО.

В течение ряда лет А. Г. Захарин являлся руководителем Отдела общей энергетики и Председателем энергетической секции Ученого Совета ЭНИН. При его участии выполнены работы по перспективам развития электрификации страны до 1980 г., по применению математических методов для решения задач топливно-энергетического баланса и др. В последние годы Андрей Георгиевич успешно работает над вопросами о методах оптимизации в технико-экономических расчетах энергетики с помощью применения вычислительных машин и вопросах прогнозирования развития энергетики на дальнюю перспективу.

Андреем Георгиевичем опубликовано около 80 научных работ, в том числе монографии, справочные и руководящие пособия. На протяжении ряда лет он является ответственным редактором трудов ЭНИН по общей энергетике. А. Г. Захарин принимает участие в работах комиссий СЭВ, Госплана СССР; много внимания уделяет координации научных исследований по общей энергетике, систематически консультирует работников энергетических учреждений республик.

За плодотворную научную деятельность награжден орденом «Знак почета» и медалями.

В. Г. Айвазян, Б. К. Александров, В. Н. Андрианов, А. А. Бесчинский, И. А. Будзко, Д. Г. Жимерин, В. С. Краснов, Г. Н. Кружилин, В. С. Кулебакин, П. Н. Листов, К. Г. Марквардт, И. М. Маркович, В. И. Попков, М. А. Стырикович и др.

УДК 621.313.1/3

## Профессор Б. М. ПЛЮЩ

(К 60-летию со дня рождения)



В октябре 1964 г. исполнилось 60 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Азербайджанского института нефтехимии Бориса Максимовича Плюща.

После окончания Азербайджанского политехнического института имени М. Азизбекова Б. М. Плющ трудился в Каспийском пароходстве, а затем в течение ряда лет возглавлял проектный отдел Азербайджанского отделения Электропрома. С 1927 г. Борис Максимович работает в Азинефтехим имени М. Азизбекова, где он прошел путь от лаборанта до заведующего кафедрой «Электропривод и автоматизация промышленных установок», организатором и руководителем которой он является с 1938 г. С 1943 по 1945 г. Б. М. Плющ был также заместителем декана энергетического факультета Азинефтехим.

Борис Максимович вложил много труда в дело подготовки инженеров-электриков по специальности «электрификация промышленных предприятий».

При его участии созданы лаборатории и разработана методика преподавания, что

обеспечило выпуск высококвалифицированных специалистов в области электропривода и электрооборудования нефтяных промыслов и промышленных предприятий.

Педагогическая деятельность Б. М. Плюща тесно сочетается с научными исследованиями, основным направлением которых являются вопросы теории и практики электропривода и электрооборудования нефтяных промыслов. В этой области он принадлежит к числу ведущих специалистов Союза.

Работая в Каспийском пароходстве, Б. М. Плющ внес ряд ценных предложений, изобрел несколько схем сварочных генераторов, получивших применение на бакинских судоремонтных заводах в период острой нужды в сварочных генераторах, что позволило внедрять новую прогрессивную технологию электросварки в судоремонт. Под его руководством в Азэлектропроме было выполнено много оригинальных проектов электроустановок, широко примененных при электри-



фикации промыслов и других предприятий в Азербайджанской ССР и в других республиках и городах СССР.

Б. М. Плющ автор свыше 60 печатных трудов и изобретений. Широко известны его работы по определению потерь мощности при вращении бурового инструмента. Им впервые в теории электропривода исследован вопрос о наивыгоднейшей характеристике привода с учетом распространения момента вращения вдоль колонны труб в виде волн; исследованы вопросы работы автоматических регуляторов подачи, критической скорости вращения долот шарошечного

типа, самозапуска электродвигателей глубиннонасосных установок и ряд других вопросов выбора типа, мощности, характеристик привода и их автоматизации.

Борис Максимович постоянно заботится о подготовке научных кадров, широко привлекает своих учеников к исследовательской работе. Многие аспиранты и инженеры-производственники выполнили под его руководством и успешно защитили диссертации, стали видными научными работниками.

Многолетняя плодотворная работа Б. М. Плюща отмечена орденом Трудового Красного Знамени и медалями. С 1945 г. Борис Максимович находится в рядах Коммунистической партии Советского Союза.

Скромность, большое трудолюбие, неизменная готовность поделиться своими обширными знаниями, внимательное отношение к людям создали Борису Максимовичу заслуженный авторитет и снизили глубокое уважение среди товарищей по работе.

Б. А. Азимов, А. А. Ализаде, Р. К. Асланов, Ф. Г. Гусейнов, Ч. М. Джуварлы, З. Б. Ельяшевич, Я. Б. Кадымов, К. Н. Кулизаде, З. И. Кязимзаде, Л. Г. Мамиконянц, И. И. Петров, П. Б. Рустамзаде, А. А. Спирин, И. А. Сыромятников, М. А. Эсибян, А. А. Эфендиизаде

УДК 621.34(093.32)

### Профессор А. Т. ГОЛОВАН

15 сентября 1964 г. на шестьдесят третьем году жизни после продолжительной и тяжелой болезни скончался видный советский ученый, старейший преподаватель Московского энергетического института, профессор кафедры электрооборудования промышленных предприятий Московского энергетического института, доктор технических наук Андрей Трифонович Голован.

Трудовая деятельность А. Т. Голована началась в 1926 г., когда он после окончания Ленинградского электротехнического института имени Ульянова (Ленина) стал работать начальником подстанции при Горьковской ГРЭС. В 1931 г. А. Т. Голован переходит на работу в Центральный научно-исследовательский институт тяжелого машиностроения. Здесь им были разработаны методы расчета электроприводов кузнечно-прессовых машин и других механизмов с ударной нагрузкой. Монография, посвященная этим разработкам, явилась важным вкладом в развитие отечественного машиностроения и получила признание технической общественности. Работу в ЦНИИТМАШ А. Т. Голован совме-



щал с педагогической деятельностью в Московском высшем техническом училище. Последние тридцать лет жизни А. Т. Голована были связаны с Москов-

ским ордена Ленина энергетическим институтом.

Более тысячи инженеров, свыше тридцати докторов и кандидатов технических наук являются воспитанниками проф. Голована. Им написано свыше 50 научных трудов и среди них фундаментальный учебник «Основы электропривода», вышедший в 1948 г. и переизданный после значительной переработки в 1959 г. Эта книга сыграла немалую роль в деле подготовки квалифицированных инженеров-электромехаников.

Деятельность А. Т. Голована была высоко оценена Правительством: он был награжден двумя орденами «Знак Почета» и медалями.

Проф. А. Т. Головану всегда были свойственны скромность, трудолюбие, увлеченность своей специальностью и высокая принципиальность.

Память об Андрее Трифоновиче Головане — ученом, педагоге, человеке большой души — надолго сохранится в сердцах его учеников и товарищей по работе.

А. В. Башарин, А. М. Быстров, С. Н. Вешеневский, Б. Б. Вороневский, Н. Г. Дроздов, Н. Н. Дружинин, Н. Ф. Ильинский, И. И. Петров, Л. П. Петров, А. С. Сандлер, М. М. Соколов, М. Г. Чиликин



## ДИССЕРТАЦИИ<sup>1</sup> НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

**А. Е. Краснопольский** защитил 17 мая 1963 г. диссертацию на тему «Разработка методов расчета элементов и схем пускорегулирующих аппаратов для газоразрядных ламп». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. Е. Лысов и к. т. д. В. С. Литвинов - Лунц.

Проанализированы существующие методы расчета элементов схем. Приведен способ расчета стабильности тока и мощности лампы при изменениях напряжений сети и на лампе, а также колебаний параметров линейного индуктивного балласта. Предложен оригинальный метод расчета с использованием переменных коэффициентов, позволяющий рассчитывать схемы с нелинейными элементами. Излагается метод расчета любых схем включения газоразрядных ламп и определения оптимальных конструктивных соотношений дросселя при различных параметрах оптимизации.

**Лосев С. Б.** защитил 24 мая 1963 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы поведения релейной защиты линий при переходных процессах в электрической системе и методы их расчета». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Л. Фабрикант, проф. С. А. Ульянов и к. т. н., доц. Н. И. Соколов.

Разработан инженерный метод расчета электромагнитных переходных процессов при симметричных и несимметричных коммутациях на длинных линиях с распределенными параметрами в сетях 400—500 кВ с одной и двумя несимметриями. Рассмотрены вопросы использования аналоговой модели непрерывного действия для воспроизведения электромагнитных переходных процессов в сетях 400—500 кВ; разработан метод моделирования переходных процессов при несимметричных коммутациях, требующий небольшого числа решающих усилителей. Предложен графо-аналитический метод, позволяющий оценить поведение сложных реле при электромеханических переходных процессах в несимметричных условиях работы сети. Предлагаются одно- и трехфазные направленные реле сопротивления с улучшенными характеристиками при электромеханических переходных процессах.

**М. С. Цепляева** защитила 25 мая 1963 г. диссертацию на тему «Расчет и применение феррозондов для магнитной дефектоскопии». Официальные оппоненты: д. т. н. В. Е. Боголюбов и к. т. н. О. И. Авен.

Предложена инженерная методика расчета феррозондов, работающих при любом соотношении напряженности измеряемого постоянного магнитного поля и амплитудного значения напряженности поля возбуждения. Разработан простой метод аналитического расчета характеристик по второй гармонике для широкого класса сердечников, применяемых для феррозондовой дефектоскопии. Обосновываются рекомендации по выбору и расчету всех параметров феррозонда: длины и диаметра сердечника, режима возбуждения, числа витков. Разработана и создана установка, при помощи которой определены электромагнитные параметры феррозондов и магнитные характеристики сердечников в широком диапазоне напряженности магнитного поля возбуждения и измеряемого поля, и частота тока в цепи возбуждения.

Наряду с вопросами расчета феррозондов, в диссертации рассмотрены некоторые вопросы, связанные непосредственно с применением феррозондов для контроля качества изделий.

**И. К. Никольский** защитил 7 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование перегрузочной способности кремниевых силовых вентилялей, применяемых в устройствах электрической тяги». Официальные оппоненты: д. т. н. Б. Н. Тихменев и к. т. н. В. А. Лобунцов.

Разработанная методика исследования перегрузочной способности силовых кремниевых вентилялей позволяет получить зависимости внутреннего термического сопротивления от времени и внешнего термического сопротивления от скорости воздушного потока, на основании которых могут решаться ин-

женерные задачи по выбору вентилялей в преобразовательных установках и их защиты при различных режимах нагрузки. По разработанной методике может быть исследована перегрузочная способность как силовых кремниевых вентилялей любого типа, так и управляемых силовых диодов.

Методика исследования перегрузочной способности кремниевых силовых вентилялей может быть использована в проектных организациях, на заводах, изготовляющих полупроводниковые вентиляи, и эксплуатационными предприятиями.

**Н. В. Паутин** защитил 21 июня 1963 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы автоматизации управления режимами многоагрегатных гидростанций». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. И. Соловьев и к. т. н., доц. А. Г. Москалев.

В представленных к защите трудах рассмотрены система автоматического управления режимами многоагрегатной гидростанции, автоматические устройства системы, результаты внедрения систем автоматического управления и регулирования на электростанциях, групповой электрогидравлический регулятор гидротурбин, системы автоматического регулирования частоты и активной мощности и перспективы дальнейшего развития работ по автоматизации управления.

**М. А. Мураховская** защитила 21 июня 1963 г. диссертацию на тему «Обобщенный метод расчета индуктивности рассеяния обмоток трансформатора». Официальные оппоненты: проф. А. В. Корицкий и к. т. н. И. С. Наяшков.

В основу расчета индуктивности рассеяния двух обмоток, расположенных на сердечнике произвольно, положен метод средних геометрических расстояний и учет влияния стальных поверхностей стержней и ярем с помощью метода зеркальных изображений по формулам, предложенным Г. Н. Петровым. В диссертации приведен вывод обобщенной безразмерной формулы, устанавливающей зависимость между геометрическими размерами двух сечений обмоток, произвольно расположенных, и средним геометрическим расстоянием между ними. Установлено, что при помощи формул обобщенного метода и метода средних геометрических расстояний можно сравнительно легко определить распределение короткого замыкания системы.

**П. В. Кузнецов** защитил 18 октября 1963 г. диссертацию на тему «Увеличение номинальной мощности отключения масляных выключателей напряжения 35—220 кВ». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Г. В. Буткевич и к. т. н. Н. М. Чернышев.

Разработана рациональная система действия электромагнитных сил в дугогасящем устройстве «деонная решетка». Создано новое дугогасящее устройство для выключателей 110—220 кВ. Решены вопросы динамической устойчивости контактов, работоспособности привода, допустимой нагрузки на вводы и т. п. Разработанные методы увеличения номинальной мощности выключателей рекомендованы к внедрению во всех энергосистемах СССР.

**С. Н. Вешневский** защитил 1 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Расчет характеристик и сопротивлений для электродвигателей». Официальные оппоненты: д. т. н. М. М. Соколов и к. т. н., доц. Г. П. Холизев.

Автором проделана большая работа по составлению и решению многочисленных примеров и задач. Содержание примеров имеет практический характер и взято из проектной практики.

**Р. М. Трахтенберг** защитил 22 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Разработка и исследование дискретных стабилизаторов скорости электроприводов постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. К. С. Бобов и к. т. н., доц. В. И. Ключев.

Предложен метод исследования систем автоматического регулирования с дискретными стабилизаторами скорости на основе использования понятия о среднем сопротивлении. Предложен и исследован метод кодирования отношения ча-

<sup>1</sup> С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

стот, удобный для использования в автоматической измерительной и регулирующей аппаратуре, а также астатический дискретный стабилизатор скорости, не имеющий установившейся погрешности, позволяющий точно настроить двигатель на заданную скорость и менять ее строго фиксированными ступенями. Предложена и исследована простая и эффективная схема стабилизации неустойчивости систем регулирования скорости двигателя постоянного тока, использующая пульсации тока якоря.

**В. М. Эдемский** защитил 27 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Исследование быстродействующих систем автоматического регулирования дуговых сталеплавильных печей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Я. Лернер и к. т. н. Ю. Е. Ефроймович.

Рассмотрены важнейшие вопросы автоматизации дуговых печей. Изготовлен опытно-промышленный образец регулятора для 24-тонной печи, который в процессе испытаний показал хорошие результаты. Автором разработан инженерный метод анализа систем автоматического регулирования дуговых сталеплавильных печей.

#### МОСКОВСКОЕ ВЫСШЕЕ ТЕХНИЧЕСКОЕ УЧИЛИЩЕ ИМЕНИ БАУМАНА

**Л. Л. Иванов** защитил 3 июля 1963 г. диссертацию на тему «К решению электротехнических и других технических задач с разрывными функциями и начала аналитической теории разрывных функций». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Я. З. Цыпкин, д. т. н., проф. П. М. Риз и к. т. н., доц. В. М. Лавров.

Модуль-функция и функция антье облегчают анализ нелинейных систем с разрывными функциями, так как они позволяют производить автоматическое сопряжение решений на границах разрыва непрерывности функций или производных. Это обстоятельство имеет большое значение при программировании и делает зависимость более обозримыми.

Введение полиномов дает возможность создать аналитическую теорию разрывных функций, которая придает смысл разрывам непрерывности. Это делает возможным производить безоговорочную замену переменных при наличии вышеуказанных разрывов непрерывности и создает большую гибкость при операциях с модуль-функциями и функциями антье.

#### ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ ИМЕНИ КРЖИЖАНОВСКОГО

**А. Л. Великанов** защитил 13 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Методика обоснования обеспеченной рабочей мощности группы ГЭС в условиях развития энергосистем». Официальные оппоненты: д. т. н. Т. Л. Золотарев и к. т. н. В. И. Обрезков.

Установлено, что рассматриваемая задача относится к классу задач, решаемых методом динамического программирования. Указанный метод применен для построения зависимостей совокупной обеспеченной рабочей мощности группы гидроэлектростанций во времени и для распределения этой мощности между отдельными станциями. Найдены пути решения рекуррентных уравнений при помощи табулирования функций затрат. Приведенные примеры показали, что решение поставленной задачи в конкретных условиях проектирования может быть осуществлено только при помощи вычислительных машин.

#### ВСЕСОЮЗНЫЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ

**Г. Г. Демирчян** защитил 30 мая 1963 г. диссертацию на тему «Исследование и разработка схем самовозбуждения компаундированных синхронных генераторов малой и средней мощности». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Д. А. Городский и к. т. н., доц. Я. Н. Штрафун.

Даны классификация и выбор схемы возбуждения синхронных генераторов с полупроводниковыми выпрямителями. Приведены результаты теоретического исследования и методика расчета схем компаундирования синхронных генераторов малой мощности, а также методика расчета фазовых схем компаундирования. Исследованы электромагнитные процессы в подмагничиваемых трансформаторах тока.

#### ЛЕНИНГРАДСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**Л. Д. Дьякова** защитила 3 июня 1963 г. диссертацию на тему «Электрические характеристики защитных устройств и кабелей цепей проводной связи при грозовых разрядах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. И. Михайлов и к. т. н., доц. В. В. Сидельников.

Приведены результаты исследований по выяснению импульсных характеристик элементов и схем защиты, применяемых на оконечных и промежуточных усилительных станциях проводной связи, а также импульсных характеристик вводной аппаратуры и вводных кабелей на воздушных линиях связи.

#### ЛЕНИНГРАДСКИЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**В. А. Пейсахович** защитил 21 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование электромагнитных систем для индукционного нагрева металлических лент». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Н. Крылов и к. т. н., доц. А. Е. Слухоцкий.

Получено точное решение дифференциальных уравнений, описывающих электромагнитные процессы в прямоугольной неферромагнитной полосе при ее индукционном нагреве в магнитном поле и выведены расчетные формулы для определения электрических сопротивлений и оптимальной частоты тока. Получены расчетные формулы для расчета мощности, передаваемой в ферромагнитную ленту при индукционном нагреве в магнитном поле при слабом проявлении поверхностного эффекта. Разработаны методы выбора частоты тока и размеров индукторов для этого случая. Исследовано магнитное поле индуктора. Решены (с учетом реальных конструктивных соотношений индуктора) дифференциальные уравнения, описывающие электромагнитные процессы при нагреве металлической ленты.

**Е. Н. Покровский** защитил 13 сентября 1963 г. диссертацию на тему «Исследование и расчет магнитных усилителей с транзисторами в качестве переключателей». Официальные оппоненты: проф. Б. И. Норневский и к. т. н., доц. В. И. Макшанов.

Диссертация содержит сравнительный и экспериментальный анализ различных схем магнитных усилителей. Теоретическое исследование процессов, происходящих в усилителях при их работе в крайних режимах, анализ статических и динамических характеристик, а также инженерный метод расчета усилителей.

#### ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНСТИТУТ ИНЖЕНЕРОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

**И. В. Глухов** защитил 8 июня 1963 г. диссертацию на тему «К вопросу применения на электровозах трансформаторов с регулированием на стороне высшего напряжения». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Б. Медель и к. т. н., доц. Е. А. Иванов.

Исследованы вопросы, связанные с проблемой выбора рационального способа регулирования напряжения на тяговых двигателях при помощи трансформатора. Составлена и решена система векторных уравнений классического трансформатора. Получена точная схема замещения трансформатора и определены ее параметры. Разработаны графический и аналитический методы расчета ступеней напряжения трансформатора, обеспечивающих при пуске колебания тока и силы тяги в заданных пределах.

#### НОВОЧЕРКАССКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**А. Г. Никитенко** защитил 27 мая 1963 г. диссертацию на тему «Разработка методики расчета процессов включения электрических аппаратов с помощью аналоговых электронных вычислительных машин». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. О. Б. Брон и д. т. н., проф. А. Д. Дроздов.

Разработана методика расчета динамических характеристик электромагнитов постоянного и переменного тока при помощи аналоговых электронных вычислительных машин, позволяющая определить все необходимые зависимости и соотношения параметров электромагнита, необходимые для оптимизации режимов его работы. Показано, что при оценке реальной

работоспособности электромагнита необходимо исследовать динамические процессы в системе. Разработана методика расчета вибраций контактов электрических аппаратов с подвижной системой. Методика расчета динамических характеристик электромагнитов и вибраций контактов аппаратов иллюстрирована числовыми примерами, результаты расчета которых сравнены с опытными.

**Е. И. Миронов** защитил 27 мая 1963 г. диссертацию на тему «Исследование пляски проводов на воздушных линиях». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Б. С. Беловидов и к. т. н., доц. А. Н. Карсаулидзе.

Автором разработаны методы анализа кинофильма при исследовании колебаний проводов. В результате этого установлены характеристики колебаний проводов, частоты, периоды и амплитуды колебаний, максимальные скорости вертикального перемещения элементов провода, а также флюктуационные отклонения периодов, амплитуд и скоростей колебаний от гармонического закона. Установлено понятие интенсивности колебаний проводов. Показана необходимость при анализе условий склестывания проводов рассматривать обтекающие их возможных положений в пролете. Получены характеристики колебаний гирлянд проводов в пролетах разного типа и составляющих этих колебаний. Автором предложен ряд мероприятий по борьбе с колебаниями проводов и ее последствиями.

**В. В. Платонов** защитил 28 июня 1963 г. диссертацию на тему «Схемы дифференциальных защит повышенной чувствительности для силовых трансформаторов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. М. Синельников и к. т. н., доц. И. И. Пеккер.

В диссертации приведены краткий разбор различных схем дифференциальных защит силовых трансформаторов, результаты теоретического и экспериментального исследования дифференциальных реле с насыщающимися стаями, рассмотрены дифференциальная защита с реле, имеющем плавную регулировку параметров, схемы трехфазных дифференциальных защит с отстройкой от резко изменяющихся намагничивающих токов, имеющих периодические и аperiodические составляющие.

**Ю. А. Бахвалов** защитил 28 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование нагрева синхронного двигателя при переменной нагрузке с помощью аналоговых электронных вычислительных машин». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Г. Н. Петров и к. т. н., доц. В. М. Алехин.

Предлагается метод исследования нагрева синхронных двигателей при переменной нагрузке, основанный на использовании переходных функций тепловой системы. Последние определяются по экспериментальным кривым нагрева (или охлаждения), снятым при постоянных потерях (постоянной нагрузке или в режимах холостого хода и короткого замыкания). Разработан метод определения параметров схем замещения синхронных машин без ограничения числа роторных контуров по экспериментальным динамическим характеристикам, снимаемым на неподвижной машине (кривым затухания постоянного тока и частотным характеристикам). Эти схемы затем используются для анализа процессов вращающейся машины в режиме качаний ротора. Разработана методика математического моделирования электромеханических и тепловых процессов синхронной машины на основе экспериментальных динамических характеристик путем использования построенных по этим характеристикам эквивалентных схем в блок-схемах модели. При исследовании предлагается использовать аналоговые вычислительные машины.

**Д. М. Михайлов** защитил 31 октября 1963 г. диссертацию на тему «Применение нелинейных электрических цепей со сталью в балансной токовой защите параллельных линий и максимальной токовой защите с выдержкой времени». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. М. Синельников и к. т. н., доц. Е. П. Фигурнов.

Дано описание технической задачи, выполняемой балансной защитой, и реализуется логический синтез схемы, необходимой для выполнения этой задачи. Производится аналитическое исследование работы схемы. Излагаются результаты и методы экспериментального исследования балансной защиты. Описывается принцип действия, свойства и экспериментальные исследования разработанного автором бесконтактного максимального токового реле с выдержкой времени.

## ГОРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**В. А. Андреев** защитил 11 мая 1963 г. диссертацию на тему «Однофазные многообмоточные дроссели насыщения». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. В. Ясинский и к. т. н., доц. И. Г. Герценштейн.

Выведены и исследованы уравнения теплового режима многообмоточных дросселей насыщения для определения оптимального базисного размера пластин. Разработан новый метод расчета многообмоточных дросселей насыщения с магнитопроводами из стандартных пластин. Выведены уравнения, определяющие оптимальные размеры магнитопроводов многообмоточных дросселей с учетом целесообразного по условиям нагрева зазора в окне магнитопровода.

**В. И. Загрядский** защитил 28 мая 1963 г. диссертацию на тему «Расчет индукционных преобразователей частоты и их специальные режимы». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. П. А. Свириденко и к. т. н., проф. П. С. Сергеев.

Разработана инженерная методика расчета преобразователей на базе серийного асинхронного электродвигателя с контактными кольцами и электродвигателя с фазным ротором. Разработаны принципы рационального выбора стандартного серийного электродвигателя с целью получения преобразователя частоты с заданными параметрами. Исследована параллельная работа индукционных преобразователей частоты. Разработана и экспериментально проверена методика расчета токов и напряжений подобных преобразователей как при несимметрии напряжений статора, так и при несимметрии сопротивлений нагрузки, а также в аварийных режимах.

**В. И. Плесков** защитил 17 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Применение ионных приводов для реверсивных прокатных станов и синхронных двигателей для станов с ударной нагрузкой». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Т. Блажкин и д. т. н., проф. А. М. Бамдас.

Представленные для защиты труды содержат следующие разработки: электропривод блюминга Нижне-Тагильского металлургического завода, асинхронный привод с вертикальным каскадом мощностью 2950 кВт для прокатного стана Челябинского металлургического завода, ионный привод для реверсивного прокатного стана с переключением в цепи якоря, ионный привод блюминга с двигателем 2300 кВт, вентили с включением по противоположной схеме, синхронный электропривод прокатных станов мощностью до 2500 кВт.

## КИЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**В. И. Архангельский** защитил 13 июля 1963 г. диссертацию на тему «Синтез и исследование систем автоматического управления реверсивными электроприводами обжимных прокатных станов». Официальные оппоненты: д. т. н. Н. Н. Дружинин и проф. Л. А. Радченко.

В опубликованных работах и изобретениях автора развиты актуальные вопросы теории и практики рациональных систем непрерывного автоматического управления реверсивными электроприводами основных механизмов и главными электроприводами обжимных станов. К ним относятся: синтез рациональной структуры и исследования систем управления приводами до основной скорости и выше основной скорости двигателя, разработка схемных решений и инженерных методов расчета систем, анализ результатов промышленного внедрения разработанных систем автоматизации и их дальнейшего совершенствования. Принципы построения и методика расчетов рациональных систем автоматического управления используются специализированными организациями в проектных разработках.

**В. В. Васильев** защитил 21 октября 1963 г. диссертацию на тему «Вопросы синтеза специализированных математических машин для расчета рамных систем». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. М. Тетельбаум, к. т. н., доц. А. В. Каляев и к. т. н., доц. К. Г. Самофалов.

Дается обзор работ в области электрического моделирования стержневых систем и излагаются основные принципы квазианалогового метода моделирования, разработанного Г. Е. Пуховым. Исследованы трех- и четырехполюсные схемы-аналоги, построенные из активных сопротивлений, источников э. д. с. и источников тока. Дается описание схем отдельных узлов

электрической модели, ответственным исполнителем по разработке которой является автор. Рассматриваются методы решения различных задач строительной механики в области стержневых систем. Рассмотрены особенности моделирования регулярных и нерегулярных плоских свободных рам и применение электронных квазианалоговых преобразователей к моделированию стержневых систем по участкам.

### ЛЬВОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**В. М. Бондаренко** защитил 27 сентября 1963 г. диссертацию на тему «Некоторые приближенные методы расчета нелинейных электрических цепей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Н. Милых и к. т. н., проф. Н. Г. Максимович.

Рассмотрены инженерные способы анализа нелинейных электрических цепей. Автором предложена методика выбора основных величин электрических цепей. Предложено использование метода Ньютона и метода линейной интерполяции для расчета нелинейных цепей и схем с электронными и полупроводниковыми элементами. Автор показал, что комплексный метод расчета в сочетании с методами Ньютона и линейной интерполяции является хорошим средством анализа цепей переменного тока с нелинейными элементами.

### ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**А. А. Фрейтаг** защитил 23 мая 1963 г. диссертацию на тему «Методика удельного расхода электроэнергии и коэффициента спроса для горных работ». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. К. Щербаков и к. т. н., доц. И. Г. Галеев.

Приведен анализ литературы по нормированию удельного расхода электроэнергии и определению коэффициента спроса. Рассматривается методика обработки опытных данных. Автором предложен новый метод нормирования электропотребления и определения коэффициента спроса для угольных шахт крутого падения.

**Г. И. Бердов** защитил 10 октября 1963 г. диссертацию на тему «Исследование свойств и сопротивления температурным напряжениям некоторых вакуумплотных керамических диэлектриков». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н., проф. П. А. Савинцев и к. т. н., доц. П. Г. Усов.

Диссертация посвящена исследованию физических и механических свойств керамических вакуумплотных материалов, а также влиянию технологических процессов и конструкторских параметров на их свойства. В результате этого исследования автор разработал стеатитовый материал, введенный в производство, предложил рациональную конструкцию керамических изоляторов и рассчитал зависимость их отдельных физических параметров от температуры.

### УРАЛЬСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**М. С. Микляев** защитил 3 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование параметров и пусковых характеристик машин переменного тока частотными методами». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. А. Янко-Триницкий и к. т. н., доц. С. В. Сергеев.

Автором предлагается удовлетворительная методика разложения переходных кривых на экспоненциальные составляющие, дающая достаточную для практических целей точность, а само разложение сведено при помощи цифровых вычислительных машин к весьма простой и быстрой операции. Дается метод корректировки корней характеристического уравнения при помощи опытов холостого хода и короткого замыкания. Рассмотрена методика построения частотных характеристик, проанализированы их особенности при скольжении, равному полусинхронной скорости, определены основные электромагнитные параметры и так называемые статические пусковые характеристики.

### КАУНАССКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**С. Ю. Кудараускас** защитил 20 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование синхронного двигателя колебательного движения с постоянной индуктивностью обмотки». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н. К. М. Баршаускас и к. т. н., доц. П. И. Костраускас.

Рассматривая основную схему синхронного микродвигателя колебательного движения, автор дает основные исходные уравнения, описывающие процессы в главной обмотке микродвигателей и в его механической системе. При решении этих уравнений автор воспользовался векторной диаграммой и составил эквивалентную схему микродвигателя. Дальнейшее исследование заключалось в построении рабочих характеристик и в определении влияния на работу двигателя его параметров. Эксперименты были проведены на синхронном микродвигателе колебательного движения, предназначенном для привода поршневого компрессора.

### СЕВЕРО-ЗАПАДНЫЙ ЗАОЧНЫЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**Н. И. Куликов** защитил 10 мая диссертацию на тему «Высокоиспользованная машина постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. И. Алябьев и проф. А. П. Сахаров.

Труды, представленные к защите, содержат расчет токов короткого замыкания некомпенсированных машин постоянного тока, методику электрического, теплового и вентиляционного расчета машин постоянного тока, электрические расчеты и проектные работы по электрическим машинам постоянного тока.

*Доц. А. С. Сергеев*



### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

**Н. И. Борисенко, Г. В. Бутневич, Б. Б. Воронцов, Д. В. Васильев, Н. Г. Дроздов** (главный редактор), **Л. А. Дубинский, Л. А. Жекулин, А. М. Залесский, А. С. Касаткин, М. П. Костенко, П. И. Кузнецов, В. С. Кулешов, Л. Г. Мамиконянц, Н. А. Мельников, Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, В. А. Самохвалов, В. В. Солодовников, И. А. Сыромятников, 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, почтовый ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА ЭЛЕКТРИЧЕСТВО.

Сдано в пр-во 11/XI 1964 г.  
Формат бумаги 60×92/8  
Т-13478

Печ. л. 12  
Тираж 11 303 экз.

Подписано к печати 24/XII 1964 г.  
Уч.-изд. л. 15,14  
Зак. 1664

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Государственного комитета Совета Министров СССР по печати.  
Шлюзовая наб., 10.