Техника высоких напряжений

Техника высоких напряжений

Издание второе,
переработанное и дополненное

Под общей редакцией
проф. Д. В. РАЗЕВИГА

Допущено Министерством высшего и среднего специального образования СССР в качестве учебника для студентов электротехнических и электроэнергетических специальностей высших учебных заведений

«ЭНЕРГИЯ»
Москва 1976

6П2.1
Т 38
УДК 621.3.027.3.(075.8)

Авторы: Л. Ф. Дмоховская, В. П. Ларионов, Ю. С. Пинталь, Д. В. Разевиг, Е. Я. Рябкова

Техника высоких напряжений. Учебник для сту-
Т 38 дентов электротехнических и электроэнергетических специальностей вузов. Под общей ред. Д. В. Разевига. Изд. 2-е, перераб. и доп. М., «Энергия», 1976.

488 с. с ил.

На обороте тит. л. авт.: Л. Ф. Дмоховская, В. П. Ларионов, Ю. С. Пинталь и др.

Книга состоит из двух частей: первая посвящена изоляции электрических установок высокого напряжения, а вторая — перенапряжениям и защите от перенапряжений. В первой части изложены основные характеристики внешней и внутренней изоляции электрических установок. Излагаются методы испытания изоляции, рассматриваются наиболее важные изоляционные конструкции, применяемые в электрических установках. Вторая часть посвящена анализу грозовых и различных видов внутренних перенапряжений. Излагаются основные методы защиты от перенапряжений и их ограничения.

Книга является учебником для электроэнергетических и электротехнических факультетов вузов и может быть полезна инженерно-техническим работникам энергосистем, проектных и научно-исследовательских организаций.

Т $\frac{30311\text{-}265}{051(01)\text{-}76}$ 20-76

6П2.1

© Издательство «Энергия», 1976

Предисловие

Техника высоких напряжений получила в последние десятилетия значительное развитие. Неизмеримо возросла ее роль в народном хозяйстве страны. Помимо электроэнергетики и электропромышленности, методы и идеи техники высоких напряжений находят применение в машиностроении, радиоэлектронике, горнорудной и металлургической промышленности, в медицине и в области электрофизических исследований. Широкое внедрение электротехнологических процессов — основы технического совершенствования производства — немыслимо без высоковольтной техники.

Техника высоких напряжений в настоящее время представляет собой комплекс дисциплин, изучающих воздействия сильных электрических и магнитных полей на вещество и вопросы их технического использования. Среди этих дисциплин: методы расчета электрических и магнитных полей, электрические разряды в газах, твердых и жидких диэлектриках, электрогазодинамика дисперсных систем, высоковольтные установки и измерительные устройства, изоляционные конструкции, переходные процессы и перенапряжения в электроустановках и т. д.

Этот учебник предназначен для студентов электроэнергетических и электротехнических факультетов и вузов, поэтому в нем рассматривается только необходимый для них круг вопросов: изоляция установок высокого напряжения, грозовые и внутренние перенапряжения и защита от них в электрических системах. Авторы сочли целесообразным оставить за учебником традиционное название «Техника высоких напряжений», тем более, что название соответствующего курса пока не изменилось в учебных планах.

Второе издание учебника существенно отличается от первого, вышедшего более 10 лет назад: материал полностью переработан с учетом последних достижений высоковольтной техники.

Работа над учебником возглавлялась профессором Даниилом Всеволодовичем Разевигом, заведывавшим кафедрой ТВН МЭИ с 1958 по 1972 г. В учебнике нашли отражение результаты оригинальных исследований и методических разработок Д. В. Разевига, а также его сотрудников и учеников. Большинство глав отредактировано Д. В. Разевигом, по остальным авторы получили обстоятельные указания для дальнейшей работы. Внезапная кончина Д. В. Разевига (5 июня 1973 г.) прервала его работу над учебником, в которой он, несмотря на свою большую занятость на посту директора ЭНИН, показывал всем нам пример величайшего трудо-

любия и подлинного творческого труда. Д. В. Разевигом написано введение, гл. 1—3, 12, 13 и 17; Д. В. Разевигом совместно с Л. Ф. Дмоховской — гл. 23; Л. Ф. Дмоховской — гл. 18—22, 24 и 25; Л. Ф. Дмоховской совместно с Е. Я. Рябковой — § 18-1; В. П. Ларионовым — гл. 4, 5, 14 и 16; В. П. Ларионовым совместно с Ю. С. Пинталем — гл. 6; Ю. С. Пинталем — гл. 7—11; Е. Я. Рябковой — гл. 15. В подготовке учебника принимали также участие П. В. Борисоглебский, Е. М. Жаков, Ю. Г. Сергеев, М. В. Соколова.

В список литературы включены книги по технике высоких напряжений, опубликованные после выхода в свет первого издания настоящего учебника.

Авторы благодарят заведующего кафедрой ТВН ЛПИ чл.-корр. АН СССР М.В. Костенко и сотрудников этой кафедры проф. Г. С. Кучинского, доцентов В. Е. Кизеветтера и Б. М. Рябова, старших научных сотрудников Г. Г. Лысаковского и И. Ф. Полового за ценные замечания и предложения, учет которых способствовал совершенствованию учебника, а также доцента М. А. Аронова (МЭИ) за тщательный просмотр и редактирование рукописи.

Все замечания и пожелания по данной книге авторы просят направлять по адресу: 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10, изд-во «Энергия».

Авторы

Введение

В развитии электроэнергетики Советского Союза важное место занимает применение высоких напряжений для передачи электрической энергии на большие расстояния. В настоящее время протяженность линий передачи, работающих при напряжениях 330—500 кВ, составляет 30 тыс. км, введена в строй опытно-промышленная электропередача 750 кВ, ведутся разработки электропередач переменного тока напряжением 1150 кВ и постоянного тока напряжением 1500 кВ.

Использование высоких напряжений в электрических системах требует решения сложных научно-технических проблем, среди которых может быть выделен комплекс вопросов, касающихся электрической изоляции. Объединенный единством цели — обеспечить безаварийную работу изоляции всех элементов электрической системы — этот комплекс вопросов связан с изучением разнородных физических явлений. Рассматриваемая проблема, получившая название «Техника высоких напряжений в энергетике», предусматривает как изучение физических процессов в изоляции, так и изучение форм и величин напряжений, воздействующих на изоляцию в эксплуатации.

Изоляция электрических установок может быть разделена на внешнюю и внутреннюю изоляцию. К внешней изоляции относятся воздушные промежутки (например, между проводами линии электропередачи, между проводами и опорой) и части изоляционных конструкций, которые соприкасаются с воздухом. Внутренняя изоляция находится внутри корпуса трансформатора или аппарата, кабельной оболочки и т. д.; она состоит из комбинации различных жидких, твердых и газообразных диэлектриков.

Под влиянием больших напряженностей электрического поля, которые могут возникать в процессе эксплуатации, возможна частичная или полная потеря изоляцией ее диэлектрических свойств — пробой изоляции. Характер повреждения и его последствия различны для внешней и внутренней изоляции.

После пробоя воздушного промежутка или перекрытия вдоль поверхности изолятора и устранения причины пробоя электрическая прочность воздуха полностью восстанавливается. Нежелательные последствия пробоя воздуха — это возможность возникновения устойчивой дуги. На линиях электропередачи дуговое замыкание на землю или между проводами приводит к отключению линии на время, необходимое для восстановления изоляции. Следовательно,

пробой воздушной изоляции связан с кратковременным перерывом электроснабжения, но не с повреждением изоляции. В противоположность этому нарушение электрической прочности внутренней изоляции представляет собой необратимый процесс, ведущий к выходу из строя дорогостоящей аппаратуры.

На протяжении всего срока службы изоляция находится под воздействием рабочего напряжения установки. В таблице приведена шкала принятых в СССР номинальных напряжений, т. е. средних междуфазных рабочих напряжений. В процессе эксплуатации имеют место отклонения от номинального напряжения, обусловленные падением напряжения в элементах электрической системы. При этом наибольшие рабочие напряжения в системе не должны превосходить значений, указанных в таблице. Там же приведены величины наибольших фазных напряжений, которые прикладываются к изоляции между токоведущими частями и землей.

Номинальные и наибольшие (максимальные) рабочие напряжения электрических систем

Наибольшее рабочее напряжение	$U_{ном}$, кВ											
	3	6	10	20	35	110	150	220	330	500	750	1150
	при изолированной нейтрали					при заземленной нейтрали						
$U_{раб.\ макс}$, кВ	3,5	6,9	11,5	23	40,5	126	172	252	363	525	787,5	1200
$U_{ф.\ макс} = U_{раб.\ макс}/\sqrt{3}$, кВ	2,0	4,0	6,65	13,3	23,4	72,8	100	146	210	304	455	695

Примечание. Расчет максимального рабочего напряжения производится по формуле $U_{раб.\ макс} = 1{,}15\ U_{ном}$ для номинальных напряжений 3—220 кВ; $U_{раб.\ макс} = 1{,}1\ U_{ном}$ для 330 кВ и $U_{раб.\ макс} = 1{,}05\ U_{ном}$ для 500—1150 кВ.

Возможность ликвидации дуговых замыканий на землю, представляющих собой наиболее распространенный вид нарушений нормальной работы сети, зависит от способа заземления нейтрали.

При работе сети с изолированной нейтралью через место однофазного замыкания на землю проходит емкостный ток неповрежденных фаз (рис. В-1, *а*). В сетях небольшой протяженности, имеющих небольшие емкостные токи, дуга гаснет при первом прохождении тока через нуль и нормальная схема электроснабжения восстанавливается без отключения поврежденного участка. Таким образом, большинство однофазных замыканий на землю оказываются неопасными. Повышение протяженности сети вызывает увеличение емкостных токов, что приводит к затяжному горению дуги, развитию колебаний из-за ее неустойчивого характера, возможности переброски дуги на другие фазы. Для облегчения условий гашения дуги в нейтрали трансформаторов включаются реакторы с большой индуктивностью (дугогасящие катушки); при однофазном замыкании

на землю индуктивный ток катушки (рис. В-1, *б*) компенсирует емкостный ток, в результате чего ток замыкания на землю резко уменьшается. Наряду с другими факторами (гл. 24) это приводит к ликвидации дуги и восстановлению нормальных условий работы.

Поскольку сети с изолированной нейтралью (без дугогасящих катушек или с дугогасящими катушками в нейтралях) не отключаются при однофазных замыканиях на землю, то в этих сетях возможны повышения напряжения на неповрежденных фазах до линейного. Эти повышения напряжения могут быть кратковременными (дуговое замыкание на землю) или длительными (металлическое замыкание на землю).

В сетях с заземленной нейтралью (рис. В-1, *в*) ток однофазного короткого замыкания (к. з.) приводит в действие релейную защиту, вызывающую селективное отключение поврежденного участка. Благодаря быстрому отключению дуга не успевает перебросится на

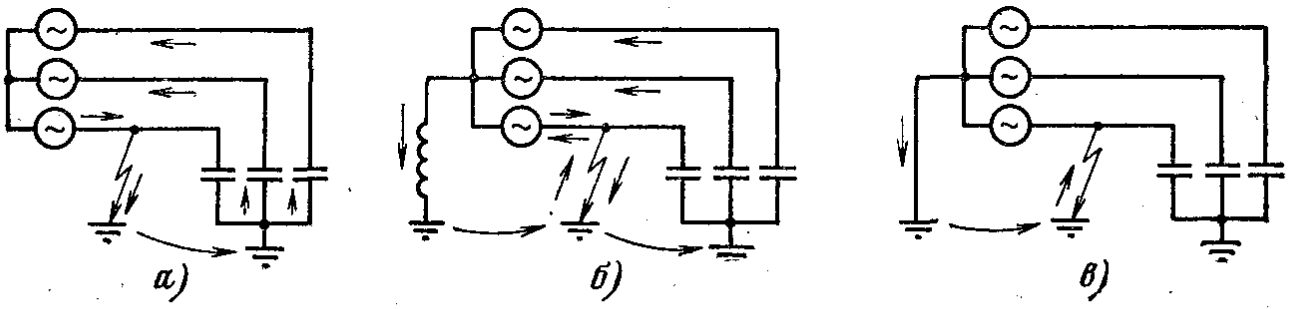


Рис. В-1. Способы заземления нейтрали.

другие фазы или причинить повреждение изоляции. Поэтому линия может быть вновь включена в работу через доли секунды, что используется в разных системах автоматического повторного включения (АПВ).

Выбор способа заземления нейтрали определяется целым рядом факторов: условиями работы выключателей, возможностью скорейшего обнаружения поврежденного участка, выбором изоляции, техникой безопасности и т. д. В СССР сети с напряжением до 35 кВ включительно работают с изолированной нейтралью. В сетях 110 кВ и выше применяется заземленная нейтраль.

Поскольку изоляция постоянно находится под рабочим напряжением, а также испытывает механические, термические и другие воздействия, она (за исключением воздушных промежутков) постепенно теряет свои первоначальные свойства, и ее электрическая прочность снижается — изоляция подвергается старению. Необходимо, чтобы в течение всего срока службы, на который рассчитана установка, так называемая длительная прочность изоляции не снизилась бы до величины наибольшего рабочего напряжения установки.

Однако требования к изоляции определяются не только рабочим напряжением. В процессе эксплуатации в электрических установках кратковременно возникают значительные повышения напряжения — так называемые перенапряжения.

Перенапряжения могут быть разделены на две группы:

грозовые перенапряжения, связанные с разрядами молнии в токоведущие части установки или в землю поблизости от нее;

внутренние перенапряжения, возникающие в результате различных нормальных или аварийных коммутаций в системе.

Разряд молнии в изолированный от земли провод сопровождается появлением на проводе напряжения, прямо пропорционального амплитуде тока молнии и имеющего длительность, не превышающую 50—100 мкс. Непосредственные измерения показывают, что разряды молнии могут сопровождаться токами от нескольких килоампер до 200 кА и более, т. е. ток молнии является статистической величиной, характеризующейся определенным законом распределения вероятностей. В связи с этим напряжение на изоляции провода при разряде молнии также является статистической величиной. На рис. В-2 приведены кривые вероятностей появления различных значений напряжения на изоляции провода, пораженного разрядом молнии. Из кривой *1* для линии без троса следует, что напряжение, превышающее 1000 кВ, появляется на изоляции приблизительно в 70% всех случаев разряда молнии в провод. Напряжение 1000 кВ может выдерживать изоляция далеко не всех линий электропередачи, но и в этом случае линии не могут нормально работать без принятия специальных мероприятий по снижению грозовых перенапряжений.

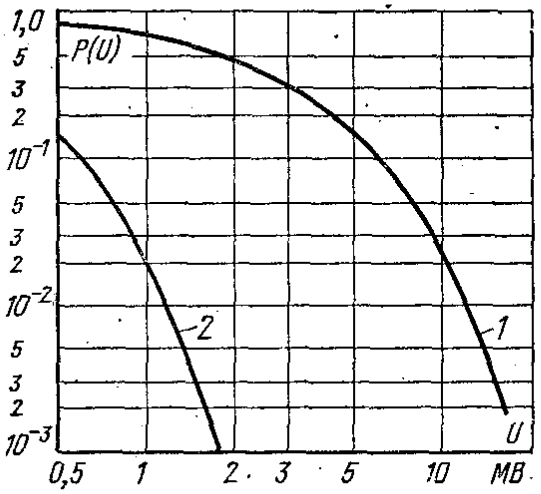


Рис. В-2. Кривые вероятности появления перенапряжений на проводе линии.

1 — линии без тросов; *2* — линии с тросами (приближенные значения).

Хорошо известным средством грозозащиты являются молниеотводы — надежно заземленные металлические стержни или провода, расположенные вблизи защищаемого объекта таким образом, что подавляющее большинство разрядов молнии попадает в молниеотвод, минуя объект, и ток молнии отводится в землю. В частности, на линиях высокого напряжения в качестве молниеотводов применяют заземленные провода (тросы), подвешиваемые на опорах выше фазовых проводов.

Применение тросов резко уменьшает напряжение на изоляции, но не сводит к нулю. Поэтому при ударах молнии в линию электропередачи, защищенную тросами, имеется некоторая вероятность повреждения изоляции, однако эта вероятность значительно меньше, чем для линий без тросов. На рис. В-2 приведена кривая *2* вероятностей появления тех или иных напряжений на изоляции линии с тросами. Из этой кривой следует, что при наличии тросов вероятность появления напряжения, превышающего 1000 кВ, уменьшается с 70 до 2%, т. е. в 35 раз. Это обстоятельство является характер-

ным свойством грозозащитных мероприятий, которые не обеспечивают абсолютной надежности защиты, но уменьшают вероятность перекрытия изоляции до приемлемого значения.

Так как при перекрытии изоляции линии или ударе в провод мимо троса (что также не исключается полностью) на проводах возникает высокое напряжение, образуются блуждающие волны, которые распространяются по проводам в обе стороны от места удара молнии и в конце концов достигают подстанций, воздействуя на изоляцию их оборудования. Поскольку повреждение изоляции подстанций является гораздо более серьезной аварией, чем повреждение изоляции линий, необходимо принимать дополнительные меры для ограничения вероятности таких повреждений. Эти функции выполняют специальные аппараты, которые называются грозозащитными разрядниками и состоят из воздушного искрового промежутка, последовательно соединенного с нелинейным активным резистором. Если напряжение на изоляции превышает определенное значение, искровой промежуток пробивается и напряжение на изоляции снижается до значения, равного падению напряжения на сопротивлении разрядника от проходящего импульсного тока, которое называется остающимся напряжением. Наряду с импульсным током через разрядник проходит ток промышленной частоты (сопровождающий ток), который поддерживается рабочим напряжением установки и продолжает проходить после того, как грозовое перенапряжение иссякнет. Сопровождающий ток удается уменьшить и оборвать, не прибегая к сложным дугогасящим устройствам, благодаря нелинейной характеристике сопротивления разрядника, т. е. резкому увеличению этого сопротивления при снижении напряжения от остающегося до напряжения промышленной частоты.

Электрическая прочность подстанционной изоляции должна с определенным запасом превышать остающееся напряжение на разряднике, которое, таким образом, имеет большое значение при разработке и выборе изоляционных конструкций.

Внутренние перенапряжения в электрических системах связаны с различными коммутациями (включение и отключение линий или трансформаторов, замыкания на землю или между фазами, отключение к. з. и т. д.).

Внутренние перенапряжения зависят не только от вида коммутации, но и от параметров сети, характеристик выключателя или другого коммутирующего аппарата и ряда других факторов. Поэтому при многократном повторении одной и той же коммутации в системе каждый раз возникают различные перенапряжения. Таким образом, внутренние перенапряжения, так же как и грозовые, носят статистический характер.

Внутренние перенапряжения могут в 3—3,5 раза превышать фазное напряжение установки. Как правило, изоляция установок до 220 кВ включительно такое напряжение выдерживает. При более высоких номинальных напряжениях, когда экономически

нецелесообразно создавать столь большие запасы прочности, широко применяются различные способы ограничения перенапряжений, в частности используются специальные типы рразядников.

Из сказанного выше следует, что поведение изоляции должно рассматриваться не только при длительном воздействии напряжения промышленной частоты, но и при кратковременных воздействиях грозовых и внутренних перенапряжений.

Оценка возможных перенапряжений с учетом их статистического характера, выбор защитных средств и изоляционных конструкций — все эти вопросы тесно связаны между собой. Комплексное решение этих вопросов, т. е. согласование характеристик защитных устройств и характеристик изоляции, обеспечивающее высокую надежность работы изоляции, называется координацией изоляции. Например, электрическая прочность подстанционного оборудования скоординирована с пробивным и остающимся напряжением разрядников. Усовершенствование разрядников (снижение остающегося напряжения) или увеличение их количества позволяет снизить электрическую прочность защищаемой изоляции, в частности, трансформаторов.

При решении вопросов координации изоляции не всегда следует добиваться полной неповреждаемости изоляции, а лишь достаточно малой вероятности повреждения. Оптимальные условия защиты от перенапряжений и координации изоляции должны выбираться в результате технико-экономического расчета, т. е. путем учета различных расходов: с одной стороны, на усиление защитных устройств, снижающих вероятность аварии из-за повреждения изоляции; с другой стороны, на ремонт поврежденного оборудования и вследствие недоотпуска энергии.

В соответствии с изложенным настоящий учебник состоит из двух частей. В первой части рассматривается изоляция электрических установок и ее испытания, во второй — перенапряжения и защита от них в электрических системах.

Изоляция электрических установок высокого напряжения

ГЛАВА ПЕРВАЯ

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ВНЕШНЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

1-1. ОСОБЕННОСТИ ВНЕШНЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

К внешней изоляции установок высокого напряжения относят изоляционные промежутки между электродами (проводами линий, шинами распределительных устройств и т. д.), в которых роль основного диэлектрика выполняет воздух.

Целесообразность использования диэлектрических свойств воздуха в энергетических установках разных классов напряжения объясняется меньшей стоимостью и сравнительной простотой создания изоляции. Для ее выполнения изолируемые электроды (провода, шины и др.) располагаются на определенных расстояниях друг от друга и от земли и закрепляются с помощью изоляционных конструкций из твердых диэлектриков — изоляторов. При этом чисто воздушные промежутки и промежутки в воздухе вдоль поверхностей изоляторов образуют внешнюю изоляцию установки. Сами изоляторы в состав внешней изоляции не входят, так как они имеют еще и свою внутреннюю изоляцию, свойства которой существенно иные (гл. 7).

Для внешней изоляции характерна зависимость электрической прочности от метеорологических условий, определяющих состояние основного диэлектрика — воздуха, а также состояние поверхностей изоляторов, т. е. количество и свойства загрязнений на них. Так, на разрядные напряжения чисто воздушных промежутков и вдоль изоляторов внутренней установки оказывают влияние давление p, температура T и абсолютная влажность H воздуха (гл. 2, 4), а на разрядные напряжения вдоль изоляторов *наружной* установки — кроме того, вид и интенсивность атмосферных осадков, количество и состав загрязнений в атмосфере и ветровые условия (гл. 4).

Показатели метеорологических условий непрерывно меняются во времени: на относительно регулярные суточные и сезонные колебания накладываются случайные изменения, скорость и размах которых могут быть весьма большими.

В связи с этим воздушные изоляционные промежутки выбирают так, чтобы они имели требуемую электрическую прочность и при таких неблагоприятных сочетаниях давления, температуры и влажности воздуха, вероятность появления которых мала, но достаточна, чтобы влиять на надежностные и, следовательно, на экономические показатели установок высокого напряжения. Для определения расчетных значений p, T и H используются данные метеонаблюдений за длительные периоды времени (десятки лет).

В некоторых случаях смена метеорологических условий (например, появление мокрых осадков) может качественно изменять состояние поверхностей изоляторов наружной установки и механизм развития разрядов вдоль них, что сильно сказывается на значениях разрядных напряжений. Чтобы учесть это, электрическую прочность промежутков вдоль изоляторов наружной установки измеряют в условиях, соответствующих разным механизмам разрядных процессов, а именно, когда поверхности изоляторов чистые и сухие, чистые и смачиваются дождем, загрязнены и увлажнены. Разрядные напряжения, измеренные при указанных состояниях поверхностей изоляторов, называют соответственно *сухоразрядными*, *мокроразрядными* и *грязе-* или *влагоразрядными*.

Влияние метеорологических условий на электрическую прочность внешней изоляции учитывается и при проведении испытаний. Для этого контролируются давление, температура и абсолютная влажность воздуха, а измеренные значения разрядных напряжений с помощью специальных поправочных коэффициентов пересчитываются или, как говорят, приводятся к *нормальным* условиям: $p = 1{,}013 \cdot 10^5$ Па, или 760 мм рт. ст., $T = 20°$ С и $H = 11$ г/м^3 (ГОСТ 1516-73). При измерениях мокро- и влагоразрядных напряжений изоляторов искусственный дождь (ГОСТ 1516-73) и увлажненные загрязнения (ГОСТ 10390-71) создаются строго регламентированными способами. Эти меры обеспечивают не только правильную имитацию соответствующих эксплуатационных условий, но и возможность сравнения результатов, полученных в разных лабораториях или в разное время.

Средние значения параметров, характеризующих метеорологические условия, и вероятности их отклонения для различных местностей могут быть существенно разными. Наряду с относительным постоянством этих показателей на больших территориях могут наблюдаться и резкие местные изменения. Например, вблизи некоторых крупных промышленных предприятий, в районах с солончаковыми почвами и на морских побережьях резко увеличивается концентрация загрязняющих веществ в воздухе, снижающих влагоразрядные напряжения изоляторов. Поэтому на территории страны выделяются климатические зоны, отдельные районы классифицируются по степени и характеру загрязненности атмосферы, а внешняя изоляция оборудования проектируется для этих зон или районов с учетом их особенностей.

Внешняя изоляция, как правило, обладает способностью быстро восстанавливать свою электрическую прочность до исходного уровня после пробоя и отключения ее от источника напряжения.

В тех случаях, когда допустимы отключения установки на короткое время (доли секунды), это обстоятельство позволяет существенно снизить требования к электрической прочности внешней изоляции, уменьшить ее габариты и стоимость. Достигается это за счет того, что допускаются пробои изоляции при наиболее высоких, но редких электрических воздействиях, но, однако, предусматривается их быстрое устранение путем отключения напряжения на короткий интервал времени с последующим автоматическим повторным включением (АПВ) установки.

Способность внешней изоляции восстанавливать электрическую прочность позволяет без необратимого разрушения измерить фактическое разрядное напряжение у каждого экземпляра изоляционной конструкции и многократно испытывать одну и ту же конструкцию, что значительно облегчает накопление статистических данных, необходимых для проектирования изоляции.

Основной диэлектрик внешней изоляции — атмосферный воздух — не подвержен старению, т. е. независимо от воздействующих на изоляцию напряжений и режимов работы оборудования его *средние* характеристики остаются неизменными во времени. Поэтому для чисто воздушных промежутков, составляющих основу внешней изоляции, не существует проблемы сроков службы, которая при создании внутренней изоляции является одной из наиболее сложных (гл. 8).

1-2. РЕГУЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ ВО ВНЕШНЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Электрическая прочность воздуха при нормальных условиях относительно невелика: при расстояниях между электродами более 1 см она не превосходит 25—30 кВ/см, т. е. в 10—30 раз меньше, чем у твердых диэлектриков. Поэтому изоляционные расстояния по воздуху в установках высокого и особенно сверхвысокого напряжения получаются большими, достигая нескольких метров. Размеры же электродов (проводов, шин и др.), выбранных по плотности тока, механической прочности и другим соображениям, оказываются сравнительно небольшими, и радиусы кривизны их поверхностей составляют не более единиц сантиметров. При таких соотношениях размеров электродов и межэлектродных расстояний электрические поля во внешней изоляции получаются *резконеоднородными*, для которых коэффициент неоднородности $k_н$, равный отношению наибольшей напряженности $E_{макс}$ к средней $E_{ср}$ в промежутке, превышает 3.

Создание внешней изоляции в таких условиях сильно затрудняется. Во-первых, при резконеоднородных полях во внешней

изоляции возможен *коронный разряд*, т. е. разряд, распространяющийся на часть изоляционного промежутка (гл. 2). Появление короны не нарушает работу установок высокого напряжения, однако вызывает дополнительные потери энергии и интенсивные радиопомехи (гл. 3). Во-вторых, электрическая прочность воздуха в таких полях значительно ниже: при расстоянии около 1 м она составляет 5—6 кВ/см, а при расстояниях около 10 м снижается еще приблизительно в 2 раза и продолжает падать при дальнейшем увеличении межэлектродных расстояний. Поэтому с ростом номинального напряжения габариты и стоимость внешней изоляции возрастают настолько, что сооружение установок с внешней изоляцией на напряжения выше некоторого предельного становится экономически нецелесообразным.

В связи с этим большое значение имеют меры по уменьшению степени неоднородности электрических полей, которые позволяют ограничить мощность потерь на корону до экономически оправданного уровня, снизить интенсивность радиопомех до допустимых значений, а также дают некоторое увеличение разрядных напряжений.

Неоднородность электрических полей во внешней изоляции уменьшается главным образом путем увеличения радиусов кривизны поверхностей электродов. С этой целью на воздушных линиях высоких классов напряжений используются *расщепленные* и *расширенные* провода, а на арматуре изоляторов устанавливаются специальные экраны.

Электрические поля вдоль поверхностей изоляторов выравнивают иногда и с помощью полупроводящих покрытий. Такой способ применяется и во внутренней изоляции и поясняется в § 7-2. На поля у поверхностей изоляторов сильное влияние оказывает устройство их внутренней изоляции. Поэтому для регулирования этих полей используют также дополнительные электроды, располагаемые внутри изоляторов.

1-3. ДИЭЛЕКТРИКИ ДЛЯ ИЗОЛЯТОРОВ

К диэлектрикам, из которых изготавливают изоляторы, предъявляется ряд требований.

Прежде всего они должны иметь высокую *механическую* прочность, так как нагрузки на изоляторы, например от тяжения проводов или от электродинамических усилий на шины при к. з., могут быть очень большими.

Эти диэлектрики должны обладать высокой *электрической* прочностью, малыми *диэлектрическими потерями*, большим *объемным сопротивлением* и еще некоторыми свойствами, позволяющими при относительно небольших размерах изоляторов обеспечивать высокое качество их внутренней изоляции. Подробнее о требованиях, связанных с выполнением внутренней изоляции, сказано в § 7-3.

Здесь лишь отметим, что в *проходных* изоляторах на напряжения 35 кВ и выше для создания внутренней изоляции используют комбинации из нескольких, в том числе и жидких, диэлектриков; *опорные* и *линейные* изоляторы, как правило, изготовляют из одного диэлектрика.

Особые требования предъявляются к диэлектрикам для изоляторов наружной установки. Такие диэлектрики должны выдерживать резкие смены температуры и длительное воздействие солнечной радиации, должны быть стойкими к слабым электролитам, образующимся при увлажнении загрязнений с водорастворимыми примесями, не должны ощутимо увлажняться при смачивании дождем или при длительном пребывании во влажном воздухе. Они должны иметь очень гладкие поверхности, чтобы на них не скапливались загрязнения и происходила «самоочистка» при дожде и ветре.

В гл. 4 будет показано, что при дожде и увлажненных загрязнениях на поверхностях изоляторов длительное время могут существовать *частичные электрические дуги*, под действием которых у нестойких материалов со временем происходит обугливание поверхности и образуются разветвленные, проводящие следы — треки. Поэтому диэлектрики для изоляторов наружной установки должны иметь высокую *трекингостойкость*.

Наконец, диэлектрики должны быть удобными для массового изготовления изоляторов, т. е. допускать применение высокопроизводительных технологических процессов и иметь невысокую стоимость.

В наилучшей степени этим требованиям удовлетворяют глазурованный электротехнический *фарфор* и *стекла* специальных составов. Они пока не имеют себе равных по трекингостойкости, практически не увлажняются, очень стойки к различным атмосферным воздействиям.

Электрическая прочность фарфора в однородном поле при толщине 1,5 мм составляет 30—40 кВ/мм, но уменьшается с ростом толщины; у стекол она несколько ниже.

Механическая прочность фарфора и стекла сильно зависит от вида нагрузки. Так, на сжатие прочность фарфора составляет около 45 кПа, а на растяжение — всего лишь 3 кПа. Примерно в таком же соотношении находятся эти прочности и у стекол. Поэтому изоляторы стремятся конструировать так, чтобы фарфор в них работал в основном на сжатие. Стеклянные изоляторы в процессе изготовления подвергают закалке, т. е. нагревают до температуры около 700° С, а затем обдувают холодным воздухом. Во время закалки наружные слои стекла приобретают остаточное напряжение сжатия, что увеличивает механическую прочность на разрыв, так как часть разрывающего усилия тратится на преодоление остаточного напряжения сжатия. Изоляторы из закаленного стекла по механической прочности не уступают фарфоровым, поэтому они широко применяются во многих странах.

ГЛАВА ВТОРАЯ

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ ГАЗОВЫХ ПРОМЕЖУТКОВ

2-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Нарушение электрической прочности газового промежутка происходит под действием ударной ионизации электронами, приобретающими дополнительную энергию за счет сил электрического поля. Интенсивность осуществляемой электронами ионизации при заданном значении напряженности электрического поля определяется в основном двумя величинами — энергией ионизации газа и средней длиной свободного пробега электронов в данном газе.

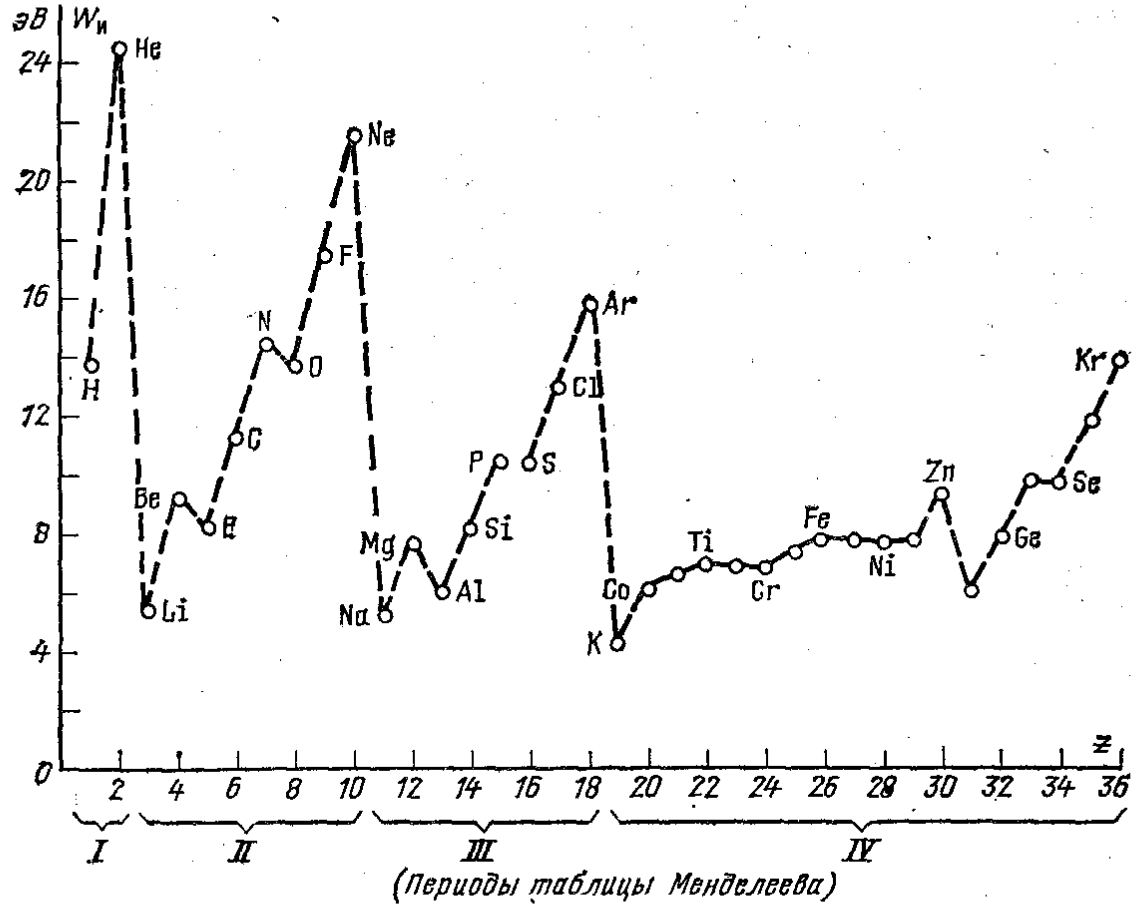


Рис. 2-1. Энергии ионизации атомов первых четырех периодов таблицы Менделеева.

Энергия ионизации зависит от заполнения электронных орбит атома (или молекулы) электронами и имеет максимальное значение у инертных газов, у которых внешние орбиты полностью заполнены электронами, а минимальное значение — у атомов щелочных металлов, на внешней орбите которых находится только один электрон. У остальных газов энергии ионизации имеют промежуточное значение (рис. 2-1), причем электроотрицательные газы (т. е. газы, способные образовывать отрицательные ионы) имеют несколько меньшую энергию ионизации, чем элементы, расположенные рядом с ними в таблице Менделеева.

Энергия ионизации молекулярных газов изменяется в более узких пределах, чем энергия ионизации атомарных газов, и, как правило, примерно равна 10—15 эВ:

Газ	H_2	N_2	O_2	SO_2	Cl_2	CO	CO_2	H_2O	NO	N_2O
Энергия ионизации, эВ	15,4	15,6	12,1	12,3	11,5	14,0	13,8	12,6	9,2	12,9

Из кинетической теории газов известно, что средняя длина свободного пробега электрона в газе равна:

$$\lambda = \frac{1}{N\sigma_{эф}}, \qquad (2\text{-}1)$$

где N — число атомов (молекул) газа в единице объема, а $\sigma_{эф}$ — эффективное сечение столкновений. Если бы электроны и атомы газа были материальными шариками, взаимодействующими лишь

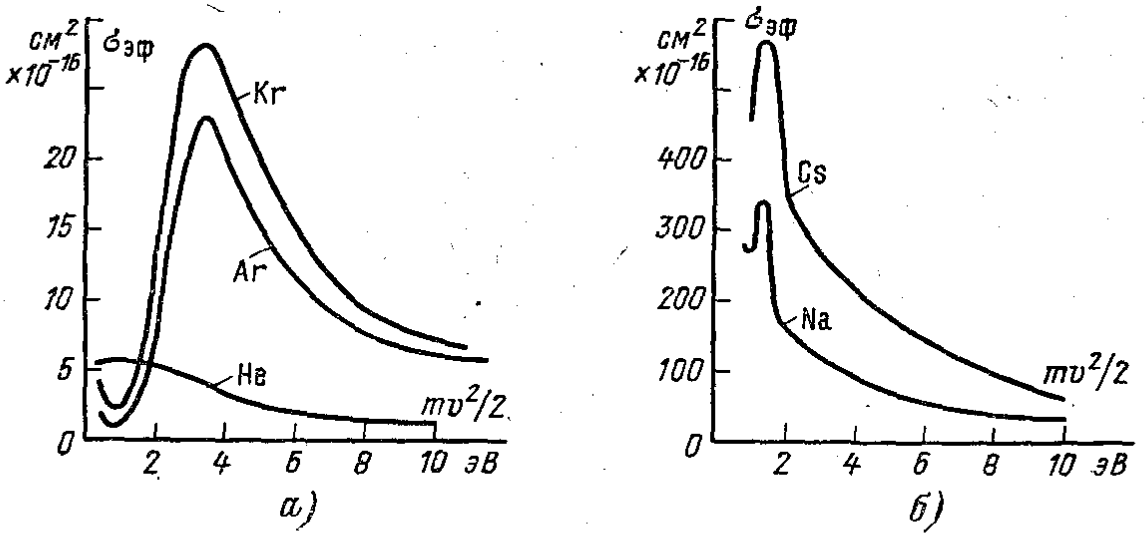


Рис. 2-2. Эффективные сечения столкновения некоторых инертных газов (*а*) и паров щелочных металлов (*б*).

при «непосредственном» соприкосновении, то можно было бы считать $\sigma_{эф} = \pi r^2$, где r — радиус атома. В действительности же электрон и атом взаимодействуют и на расстоянии, вследствие чего траектория движения электрона искривляется так, что эффективное сечение столкновений увеличивается. Поэтому величина $\sigma_{эф}$ определяется не только «геометрическими» размерами атома, но и его дипольным моментом. Последний имеет максимальное значение у паров щелочных металлов, а минимальное — у инертных газов, атомы которых обладают симметричной структурой.

Величина $\sigma_{эф}$ существенно зависит от кинетической энергии электрона $mv^2/2$. Поскольку с ростом скорости электрона время его взаимодействия с атомом и искривление траектории уменьшаются, должно происходить снижение величины $\sigma_{эф}$. Действительно, это имеет место при $mv^2/2 > 1 \div 3$ эВ (рис. 2-2). Резкое снижение $\sigma_{эф}$ при меньших энергиях объясняют тем, что длина волн де Бройля движущихся электронов становится соизмеримой с размерами ато-

мов и проявляется дифракция электронов на атомах, т. е. их способность «огибать» атомы без столкновений.

Так как число частиц газа в единице объема $N = p/kT$ (p — давление, T — абсолютная температура, $k = 1{,}38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К — постоянная Больцмана), средняя длина свободного пробега

$$\lambda = \frac{kT}{p\sigma_{эф}} \tag{2-2}$$

обратно пропорциональна давлению газа. Зависимость λ от температуры значительно более сложная, так как $\sigma_{эф}$ зависит от скорости электрона, а следовательно, и от температуры газа. Однако если температура изменяется в относительно узких пределах (например, температура окружающего воздуха), приближенно можно считать $\sigma_{эф} = \text{const}$, и тогда λ прямо пропорциональна абсолютной температуре.

Зная среднюю длину свободного пробега, нетрудно определить z — среднее число столкновений электрона на единичном пути и среднюю частоту столкновений ν, т. е. число столкновений в единицу времени. Очевидно,

$$z = 1/\lambda = N\sigma_{эф} = p\sigma_{эф}/kT; \tag{2-3}$$

$$\nu = z\bar{v} = N\bar{v}\sigma_{эф} = p\sigma_{эф}\bar{v}/kT, \tag{2-4}$$

где $\bar{v}$ — среднее значение скорости электрона.

Формула (2-2) определяет среднюю длину свободного пробега, результат же каждого столкновения электрона с атомом газа зависит от фактической длины свободного пробега, предшествовавшего данному столкновению, которая может иметь различные значения. Для определения вероятности различных длин свободного пробега предположим, что в момент времени $t = 0$ n_0 электронов вылетели из точки $x = 0$ в направлении оси x. По мере их продвижения все большая часть электронов испытывает хотя бы одно столкновение с частицами газа. Обозначим через n число частиц, не испытавших ни одного столкновения на пути x. Продолжая свое движение, на пути dx часть этих n частиц столкнется с частицами газа, так что число нестолкнувшихся частиц уменьшится на dn. Так как в среднем одна частица на единице пути испытывает $1/\lambda$ столкновений, $-dn = ndx/\lambda$.

Разделяя переменные и интегрируя в пределах от n_0 до n и от 0 до x, получаем:

$$\int_{n_0}^{n} \frac{dn}{n} = -\int_{0}^{x} \frac{dx}{\lambda},$$

или

$$n/n_0 = \exp(-x/\lambda). \tag{2-5}$$

Полученное выражение определяет вероятность того, что фактическая длина свободного пробега будет больше x, следовательно,

функция распределения длин свободного пробега равна:

$$F(x) = 1 - \exp(-x/\lambda), \tag{2-6}$$

а плотность вероятности

$$f(x) = \frac{dF(x)}{dx} = \frac{1}{\lambda}\exp(-x/\lambda). \tag{2-7}$$

Основное значение в теории газового разряда имеет коэффициент *ударной ионизации электронами* α, который представляет собой число ионизаций, осуществляемых электроном на единичном пути вдоль силовых линий электрического поля.

Коэффициент α равен произведению числа столкновений на единичном пути электрона с молекулами газа на вероятность того, что столкновение закончится ионизацией. Эта вероятность ($p_и$) равна нулю, если энергия электрона W меньше энергии ионизации данного газа, затем постепенно возрастает, достигает максимума при энергии электрона, в несколько раз большей энергии ионизации, а затем медленно уменьшается (рис. 2-3).

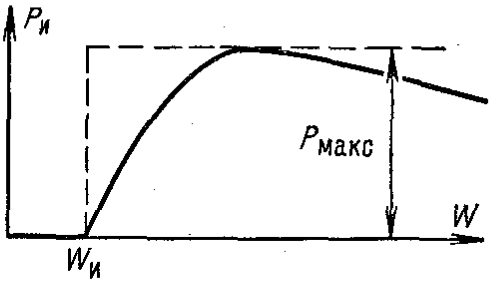


Рис. 2-3. Зависимость вероятности ионизации электронным ударом $p_и$ от энергии электрона.

Если пренебречь хаотическим тепловым движением электрона и считать, что он движется вдоль силовых линий электрического поля, то коэффициент ударной ионизации можно определить как произведение среднего числа столкновений на единицу длины $1/\lambda$ на вероятность того, что столкновение закончится ионизацией:

$$\alpha = \frac{1}{\lambda}\int_0^\infty p_и(W) f(W)\, dW. \tag{2-8}$$

Необходимость интегрирования в (2-8) связана с тем, что энергии электронов перед столкновением могут быть различными и их распределение характеризуется плотностью вероятностей $f(W)$. Двигаясь в электрическом поле с напряженностью E, электрон с зарядом e на каждой длине свободного пробега x накапливает энергию Eex. Однако необходимую для ионизации энергию W электрон накапливает не за один, а за несколько свободных пробегов m, т. е. $W = mEex$. Если в первом приближении принять коэффициент m постоянным, тогда естественно предположить, что плотность вероятности энергий электрона полностью определяется плотностью вероятности длин свободного пробега и, следовательно, равна:

$$f(W) = [\exp(-W/meE\lambda)]/meE\lambda. \tag{2-9}$$

Если для упрощения истинную функцию $p_и(W)$ заменить ступенчатой (пунктир на рис. 2-3), т. е. положить $p_и(W) = 0$ при

$W \leqslant W_и$ и $p_и(W) = p_{макс} = \text{const}$ при $W \geqslant W_и$, то интеграл (2-8) легко берется:

$$\alpha \approx \frac{1}{\lambda} \int_{W_и}^{\infty} \frac{p_{макс}}{meE\lambda} \exp(-W/meE\lambda) dW = \frac{p_{макс}}{\lambda} \exp(-W_и/meE\lambda). \quad (2\text{-}10)$$

Учитывая, что $\lambda = kT/p\sigma_{эф}$, и обозначая $A_0 = p_{макс}\sigma_{эф}/kT$ и $B_0 = W_и\sigma_{эф}/mekT$, вместо (2-10) получаем:

$$\frac{\alpha}{p} = A_0 \exp\left(-\frac{B_0}{E/p}\right), \quad (2\text{-}11)$$

причем коэффициенты A_0 и B_0 при неизменной температуре являются величинами постоянными.

Выражение (2-11) было впервые получено одним из создателей теории газового разряда английским ученым Таунсендом и, несмотря на грубую приближенность вывода, при правильном выборе коэффициентов A_0 и B_0 удовлетворительно согласуется с опытом, правда в ограниченном диапазоне изменения E/p.

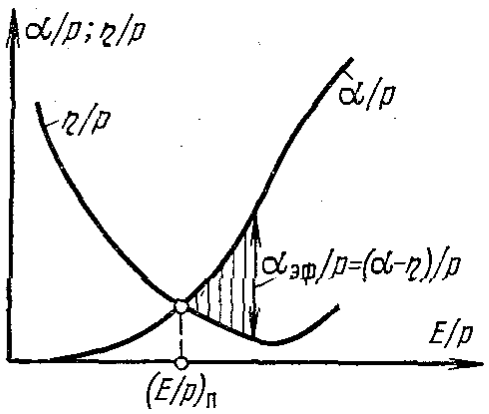


Рис. 2-4. К определению порогового значения E/p и $\alpha_{эф}$ для электроотрицательных газов.

Если зависимость вероятности ионизации от энергии электрона учесть более точно, то для коэффициента ионизации можно получить формулу вида

$$\alpha/p = A_n (E/p)^n \exp\left(-\frac{B_n}{E/p}\right), \quad (2\text{-}12)$$

причем, например, для воздуха

$$\alpha/p = 0{,}257 \sqrt[3]{E/p} \exp\left(-\frac{29\,700}{E/p}\right), \quad (2\text{-}12а)$$

где α/p, 1/см·Па, E/p, В/см·Па.

В электроотрицательных газах, т. е. в газах, атомы или молекулы которых способны присоединять лишний электрон с образованием устойчивых отрицательных ионов (кислород, хлор, фтор, водяной пар и др.), существенное значение имеет также *коэффициент прилипания* η, который равен отношению числа присоединившихся к частицам газа электронов к общему числу электронов при прохождении ими единичного пути.

Так как «прилипшие» электроны теряют способность к ионизации, общее число создаваемых на единичном пути свободных электронов равно $\alpha_{эф} = \alpha - \eta$, и именно этот эффективный коэффициент ионизации $\alpha_{эф}$ для электроотрицательных газов определяет размножение электронов при ударной ионизации.

Обычно зависимость η/p от E/p имеет падающий характер (рис. 2-4), так что кривые η/p и α/p пересекаются при определенном значении $(E/p)_п = a$, которое в дальнейшем будет называться *пороговым*. Очевидно, размножение электронов под действием ударной ионизации в электроотрицательных газах возможно только при величинах $E/p \geqslant a$.

Зависимость $\alpha_{эф}/p$ от E/p вблизи порогового значения для большинства газов хорошо аппроксимируется выражением

$$\frac{\alpha_{эф}}{p} = h\,((E/p) - a)^2, \qquad (2\text{-}13)$$

которое наиболее удобно для практического использования.

2-2. ЛАВИНА ЭЛЕКТРОНОВ

Рассмотрим газовый промежуток между двумя плоскими электродами (однородное поле) и допустим, что вблизи катода этого промежутка появился один электрон (например, под действием какого-нибудь внешнего ионизатора). Если напряженность поля у катода достаточно велика, то, летя к аноду, электрон будет производить ударную ионизацию. Первое же ионизирующее столкновение с атомом (или молекулой) газа приведет к появлению еще одного свободного электрона, который также будет ионизировать другой атом. В результате общее число свободных электронов будет непрерывно возрастать. Этот постепенно усиливающийся поток электронов получил название лавины электронов.

Допустим, что в головке лавины, прошедшей путь x от катода, содержится n электронов. На пути dx каждый из них произведет αdx ионизаций[1]. Общее увеличение числа электронов на пути dx будет равно:

$$dn = \alpha n\,dx \quad \text{или} \quad \frac{dn}{n} = \alpha\,dx.$$

После интегрирования в пределах от *1* до n и от 0 до x получим:

$$n = \exp\left(\int_0^x \alpha\,dx\right). \qquad (2\text{-}14)$$

В случае однородного поля, когда напряженности во всех точках одинаковы, коэффициент α может быть вынесен за знак интеграла и тогда

$$n = \exp(\alpha x). \qquad (2\text{-}15)$$

Таким образом, в однородном поле число электронов в лавине нарастает по экспоненциальному закону со скоростью, которая определяется коэффициентом ударной ионизации α.

Распространение лавины сопровождается не только ударной ионизацией, но и процессами вторичной ионизации, также имеющими важное значение в формировании разряда. Вторичная ионизация может осуществляться тремя различными способами:

а) за счет освобождения электронов из катода при ударе о его поверхность положительных ионов начальной лавины.

---

[1] Здесь и в дальнейшем мы будем писать α без индекса, имея в виду, что для электроотрицательных газов под α понимается эффективный коэффициент ударной ионизации.

Помимо электронов, лавина содержит положительные ионы, число которых на пути x равно ($\exp \alpha x - 1$), так как все электроны, кроме первого, образовались из нейтральных частиц. Дойдя до катода, положительные ионы могут передавать свою энергию (кинетическую и потенциальную) электронам металла, некоторая часть которых при этом преодолевает потенциальный барьер и покидает катод. Таким образом, при бомбардировке катода положительными ионами лавины вблизи него образуются новые, так называемые *вторичные* электроны;

б) за счет фотоионизации на поверхности катода, осуществляемой излучением из начальной лавины.

Электроны на своем пути осуществляют не только ионизацию, но и возбуждение атомов газа, которое состоит в переходе одного или нескольких электронов атома с близких от атомного ядра орбит на более удаленные при передаче этим электронам энергии от электронов лавины. Естественно, что возбуждение возможно лишь в том случае, если кинетическая энергия электрона лавины больше или равна энергии возбуждения. Поскольку энергия возбуждения меньше энергии ионизации, то число возбужденных частиц всегда превышает число ионизированных частиц. Возбужденные состояния являются неустойчивыми, поэтому возбужденные атомы самопроизвольно переходят в нормальное состояние, выделяя при этом кванты излучения (фотоны). Попадая на катод, это излучение способно выбивать из него электроны, так как энергия фотонов, излученных возбужденными атомами газа, может превышать работу выхода электронов из металла. Таким образом, воздействие на катод излучения лавины также приводит к появлению вторичных электронов;

в) за счет фотоионизации в объеме газа излучением лавины. Этот процесс может иметь существенное значение для газовых смесей, в которых энергия возбуждения одного газа превышает энергию ионизации другого газа.

2-3. УСЛОВИЕ САМОСТОЯТЕЛЬНОСТИ РАЗРЯДА В ОДНОРОДНОМ ПОЛЕ

Если благодаря внешнему ионизатору вблизи катода непрерывно возникают свободные электроны, в промежутке все время будут образовываться лавины, движение которых обусловит ток между электродами. Однако когда электроны вблизи катода создаются только внешним ионизатором, ток в промежутке прекратится, если убрать внешний ионизатор, а электроны и ионы созданных ранее лавин уйдут на электроды. Такой процесс называется *несамостоятельным*.

Для того чтобы процесс был *самостоятельным* и мог существовать при отсутствии внешнего ионизатора, необходимо, чтобы взамен *каждого* ушедшего с катода электрона был создан новый *вторичный* электрон за счет одного из процессов, описанных в предыдущем параграфе.

Рассмотрим, например, вторичную ионизацию, осуществляемую положительными ионами. После того как лавина электронов пересечет весь промежуток с однородным полем (расстояние между электродами равно S), она будет содержать $\exp \alpha S$ электронов и $(\exp \alpha S - 1)$ положительных ионов. Если обозначить через $\gamma_и$ число электронов, в среднем выбиваемых с катода одним ионом (обычно $\gamma_и < 1$), то общее число вторичных электронов, освобожденных из катода ионами лавины, будет равно $\gamma_и (\exp S - 1)$. Для того чтобы взамен каждого ушедшего с катода электрона был создан новый электрон, необходимо выполнение неравенства

$$\gamma_и (\exp \alpha S - 1) \geqslant 1.$$

Это выражение и является условием, при котором разряд превращается в самостоятельный. Если даже внешний ионизатор создаст на катоде только один электрон, при выполнении условия самостоятельности разряда ток в промежутке будет проходить неограниченно долгое время. Впервые это условие было сформулировано Таунсендом.

Из полученных выражений следует, что число вторичных электронов, освобождаемых положительными ионами из катода, прямо пропорционально числу электронов в начальной лавине. Остальные два механизма (фотоионизация на катоде и фотоионизация в объеме газа) образуют вторичные электроны, число которых также пропорционально числу электронов начальной лавины. Поэтому можно считать, что общее число вторичных электронов равно $\gamma (\exp \alpha S - 1)$, где γ — *обобщенный коэффициент* вторичной ионизации, учитывающий все три механизма, а αS — общее число эффективных ионизаций, осуществляемых электроном на пути между электродами.

Таким образом, в общем случае условие самостоятельности разряда можно написать в виде

$$\gamma (\exp \alpha S - 1) \geqslant 1. \qquad (2\text{-}16)$$

Если $\gamma (\exp \alpha S - 1)$ будет даже незначительно превышать единицу, число развивающихся в промежутке лавин будет непрерывно возрастать. Последующие лавины будут возникать еще до того, как все положительные ионы предыдущих лавин уйдут на катод. Следовательно, электроны будут двигаться в объеме, заполненном положительными ионами, и вдоль пути лавин газ в промежутке между электродами перейдет в состояние плазмы. В установившемся режиме, т. е. спустя достаточное время после пробоя, характеристики плазмы (в первую очередь плотность зарядов обоих знаков) будут зависеть от мощности источника и давления газа. В соответствии с этим могут образоваться различные формы разряда — искровой, дуговой, тлеющий и т. д. Но начальные стадии всех этих видов разряда связаны с выполнением условия самостоятельности разряда, которое, таким образом, является условием пробоя газового промежутка (за исключением случая резконеоднородного поля, о котором будет сказано ниже).

2-4. ПРОБИВНОЕ НАПРЯЖЕНИЕ ГАЗА В ОДНОРОДНОМ ПОЛЕ. ЗАКОН ПАШЕНА

В случае однородного поля условие самостоятельности разряда является условием пробоя промежутка, поэтому оно может быть использовано для определения пробивного напряжения. С этой целью его целесообразно переписать следующим образом:

$$\exp \alpha S = 1 + \gamma^{-1} \text{ или } \alpha S = \ln (1 + \gamma^{-1}).$$

Строго говоря, обобщенный коэффициент вторичной ионизации γ является функцией напряженности электрического поля и давления газа. Однако анализ показывает, что для определения пробивного напряжения его с достаточной степенью точности можно считать постоянным, и тогда условие самостоятельности разряда приобретает простой вид:

$$\alpha S = K = \text{const}. \tag{2-17}$$

Иными словами, для пробоя промежутка каждый электрон на пути между электродами должен осуществить вполне определенное число ионизаций, равное K.

Если для коэффициента ударной ионизации использовать наиболее общую формулу (2-12) и учесть, что в однородном поле $E = U/S$, то для пробивного напряжения $U = U_{\text{пр}}$ получим выражение

$$\alpha S = ApS \left(\frac{U_{\text{пр}}}{pS}\right)^n \exp (-BpS/U_{\text{пр}}) = K, \tag{2-18}$$

или

$$pS^* = \frac{\exp (pS^*/U^*_{\text{пр}})}{(U^*_{\text{пр}}/pS^*)^n}, \tag{2-19}$$

где $pS^* = psAB^n/K$; $U^*_{\text{пр}} = U_{\text{пр}}AB^{n-1}/K$. Введем также $E^*_{\text{пр}} = U^*_{\text{пр}}/pS^* = U_{\text{пр}}/pSB_n = E_{\text{пр}}/pB_n$.

Выражения (2-18) и (2-19) являются записанными в неявной форме зависимостями пробивного напряжения от давления газа p и расстояния между электродами S. Характерным является то, что эти два параметра в (2-18) и (2-19) входят только в виде произведения. Это обстоятельство является математическим выражением экспериментально установленного *закона Пашена*, который гласит:

При неизменной температуре пробивное напряжение газа в однородном поле является функцией произведения давления на расстояние между электродами.

На рис. 2-5 показаны рассчитанные по (2-19) зависимости $U^*_{\text{пр}} = f(pS^*)$ и $E^*_{\text{пр}} = f(pS^*)$ для различных значений показателя степени n в (2-12), причем $n = 0$ соответствует таунсендовскому приближению (2-11). Все кривые пробивных напряжений имеют характерную U-образную форму, причем минимальное значение

напряжения $U_{мин} = (2{,}3 \div 2{,}7)\, K/AB^{n-1}$, а соответствующее минимуму значение pS лежит в пределах $(1{,}5 \div 2{,}7)\, K/AB^{n}$. Значения постоянных A, B и K для всех газов таковы, что минимум пробивного напряжения имеет место при очень малых значениях pS, что хорошо видно из рис. 2-6. Например, для воздуха соответствующее значение pS равно 80 см·Па. Поэтому при атмосферном давлении, а тем более при более высоких давлениях пробивные напряжения соответствуют правой ветви кривых $U_{пр} = f(pS)$, где пробивное напряжение при увеличении pS монотонно возрастает. Как видно из рис. 2-5, в этой области отношение E/p невелико, поэтому для упрощения расчетов целесообразно применять простую аппроксимацию (2-13) для зависимости α от E/p. В этом случае применение условия самостоятельности разряда дает:

$$\alpha S = hpS\left(\frac{U_{пр}}{pS} - a\right)^2 = K = \text{const}, \qquad (2\text{-}20)$$

откуда непосредственно получается аналитическое выражение для определения пробивного напряжения:

$$U_{пр} = apS + b\sqrt{pS}, \qquad (2\text{-}21)$$

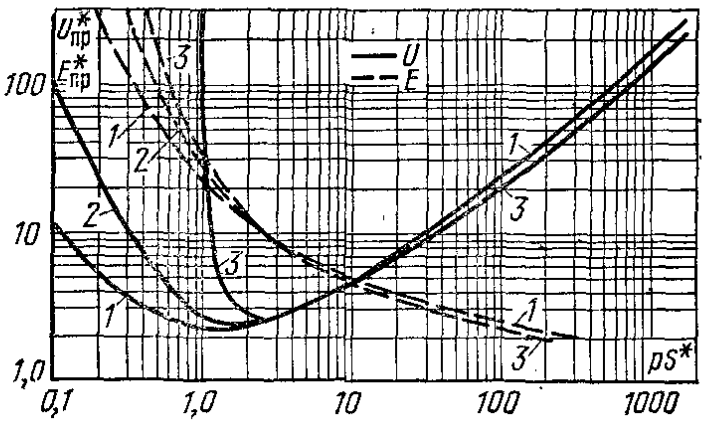


Рис. 2-5. Расчетные зависимости пробивного напряжения и пробивной напряженности газа от произведения pS в однородном поле.

1 — $n = 1/2$; *2* — $n = 1/3$; *3* — $n = 0$.

где $b = \sqrt{K/h}$.

Для удобства расчетов введем в (2-21) относительное давление p/p_0, где p_0 — давление при «нормальных» атмосферных условиях (p_0 = 101,3 кПа, температура T_0 = 293 К), тогда

$$U_{пр} = a_0 \frac{p}{p_0} S + b_0 \sqrt{\frac{pS}{p_0}}, \qquad (2\text{-}21а)$$

причем $a_0 = ap_0$, $b_0 = b\sqrt{p_0}$.

Выражения (2-21) и (2-21а) очень хорошо соответствуют многочисленным экспериментальным данным по пробивным напряжениям газов в однородном поле при относительно больших произведениях pS (около 1000 см·Па и более) и обычно применяются при расчетах. Значения постоянных a_0 и b_0 в (2-21а) для различных газов приведены в таблице.

Все приведенные выше формулы для определения пробивного напряжения в однородном поле справедливы при неизменной температуре газа. На практике часто необходимо оценивать влияние относительно небольших изменений температуры. В этих случаях эффективное сечение столкновений может считаться не зависящим от температуры. При этом, например, в (2-11) вместо давления газа

будет входить отношение p/T, а в формулы для пробивного напряжения вместо pS величина pS/T.

Если принять равной единице плотность газа при нормальных атмосферных условиях, то относительная плотность воздуха δ при произвольных p и T будет равна:

$$\delta = pT_0/p_0T, \qquad (2\text{-}22)$$

причем относительная плотность воздуха численно равна относительному давлению газа при $T = T_0$. В связи с этим пробивное напряжение газа в однородном поле может определяться также по формуле

$$U_{пр} = a_0\delta S + b_0\sqrt{\delta S}, \qquad (2\text{-}23)$$

полностью аналогичной (2-21а). Коэффициенты a_0 и b_0 сохраняют значения, приведенные в табл. 2-1.

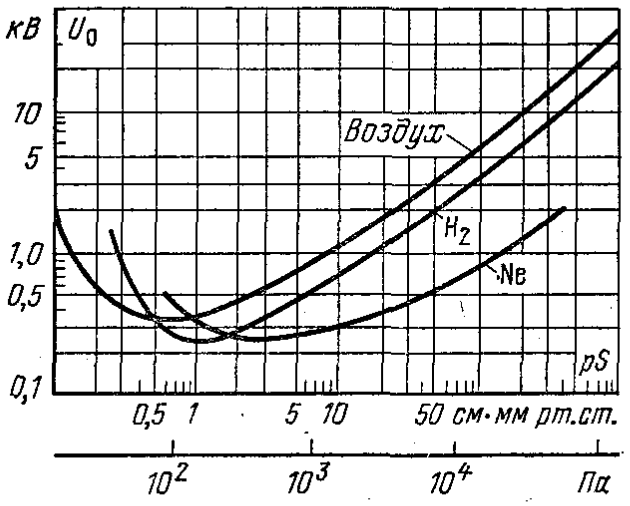


Рис. 2-6. Экспериментальные зависимости амплитуды пробивного напряжения для некоторых газов в однородном поле от произведения pS при постоянном напряжении и переменном напряжении 50 Гц.

Из (2-21), так же как и из рис. 2-5, следует, что пробивная напряженность газа в однородном поле

$$E_{пр}/p = U_{пр}/pS = a + b\sqrt{pS}$$

при увеличении pS монотонно уменьшается, стремясь к пороговому значению $(E/p)_п = a$. Поэтому при неизменном давлении пробивная напряженность тем больше, чем меньше расстояние между электродами. Если вместо одного газового промежутка толщиной S соединить последовательно n газовых промежутков толщиной $S_1 = S/n$ каждый, то пробивное напряжение увеличится, несмотря на то, что суммарная толщина газового промежутка осталась неизменной. Например, $U_{пр}$ воздушного промежутка при $S = 1$ см и $\delta = 1$ равно 31 кВ, а для 10 последовательно соединенных промежутков $S_1 = 0{,}1$ см $U_{пр} \approx 44$ кВ, т. е. на 40% больше.

Таблица 2-1

Постоянные	Воздух	O_2	N_2	H_2	Ar	He	Ne
a_0, $\frac{кВ}{см}$	24,5	26,0	23,5	12,6	5,7	2,01	1,82
b_0, $\frac{кВ}{см^{1/2}}$	6,40	6,35	9,55	4,37	22,6	1,53	1,57

Как будет видно из дальнейшего, увеличение относительной прочности при уменьшении толщины характерно не только для газо-

вых, но также и для твердых и жидких диэлектриков. Это свойство часто используется для уменьшения габаритов изоляционных конструкций.

2-5. УСЛОВИЕ САМОСТОЯТЕЛЬНОСТИ РАЗРЯДА В НЕОДНОРОДНОМ ПОЛЕ

Для превращения разряда в неоднородном поле в самостоятельный должно быть выполнено то же условие, что и в однородном поле, т. е. начальная лавина должна обеспечить образование за счет всех вторичных процессов нового электрона на катоде. Так как число электронов в лавине, развивающейся в неоднородном поле, равно $\exp \int_0^l \alpha\, dx$, условие самостоятельности разряда в неоднородном поле имеет вид:

$$\gamma\left(\exp \int_0^l \alpha\, dx - 1\right) = 1,$$

или

$$\int_0^l \alpha\, dx = K \approx \text{const}, \qquad (2\text{-}24)$$

причем интегрирование должно проводиться вдоль силовой линии от одного электрода до другого.

Выполнение условия самостоятельности разряда в случае неоднородного поля не обязательно означает полный пробой промежутка в отличие от однородного поля. Если степень неоднородности поля очень велика, то ионизационные процессы концентрируются в узкой зоне вблизи одного или обоих электродов и может образоваться особый вид самостоятельного разряда — *коронный разряд*, при котором ток в промежутке хотя и возрастает, но на много порядков меньше тока короткого замыкания между электродами.

Если коронный разряд является устойчивым, то выполнение условия самостоятельности разряда означает появление коронного разряда и соответствующее напряжение называется *начальным*. Для полного пробоя промежутка напряжение должно быть существенно повышено и пробивное напряжение может быть значительно (иногда в несколько раз) больше начального. Этот случай соответствует *резконеоднородным полям*.

Если коронный разряд неустойчив, что характерно для полей с не очень большой степенью неоднородности (*слабонеоднородные поля*), то начальное и пробивное напряжения совпадают. Так как устойчивость коронного разряда носит статистический характер, этот случай соответствует повышенным разбросам пробивных напряжений.

Наконец, при очень малой степени неоднородности поля ионизация распространяется вдоль всей силовой линии, коронный раз-

ряд принципиально возникнуть не может, и начальное напряжение, так же как и для однородного поля, равно пробивному. Этот случай соответствует *квазиоднородным полям.*

2-6. СТРИМЕРНАЯ ТЕОРИЯ РАЗРЯДА

Изложенные в предыдущих параграфах представления о разрядных процессах недостаточны для объяснения некоторых важных особенностей развития разрядов в газах, в частности для объяснения образования разряда в виде узкого, нитевидного канала. Эти особенности объясняет стримерная теория.

Основные положения стримерной теории в упрощенном виде сводятся к следующему. Начальная лавина после пересечения всего промежутка оставляет положительный объемный заряд, сосредоточенный в основном около анода (рис. 2-7, *а*). За счет излучения начальной лавины в ее окрестностях создается некоторое число

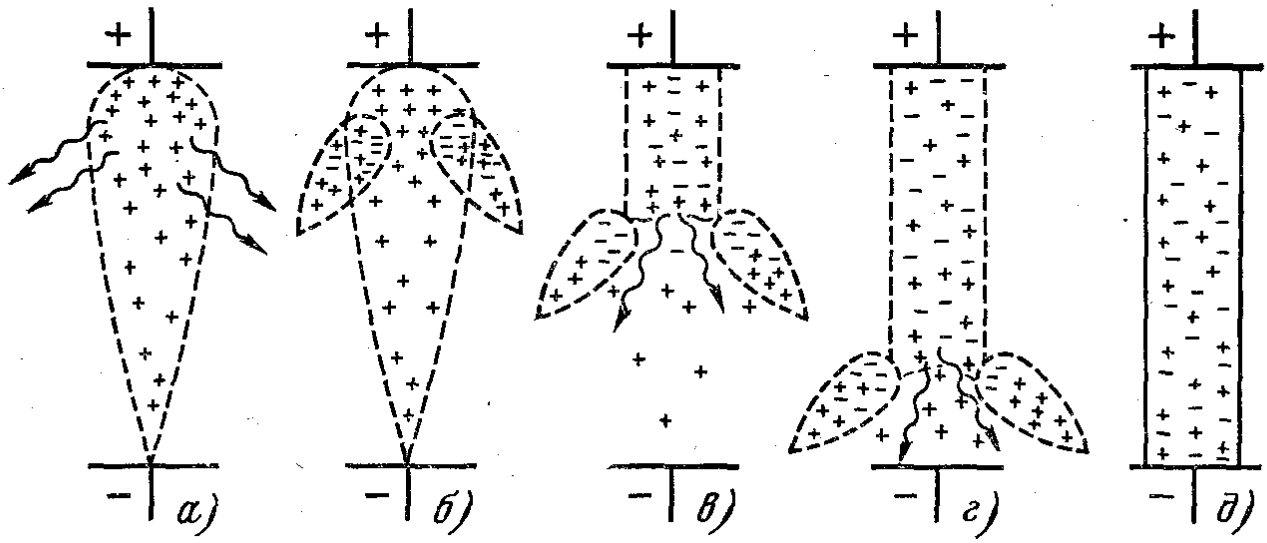


Рис. 2-7. Возникновение и развитие анодного стримера.

вторичных электронов, которые дают начало новым, вторичным лавинам (рис. 2-7, *б*). Последние втягиваются в положительный объемный заряд. Электроны вторичных лавин вместе с положительными ионами начальной лавины образуют канал, заполненный плазмой,— *стример* (рис. 2-7, *в*).

Канал стримера является проводящим и имеет около головки избыточный положительный заряд от вторичных лавин. Поэтому он представляет собой как бы выступ на поверхности анода, напряженность электрического поля около которого сильно возрастает по сравнению со средней. Это способствует образованию новых электронных лавин, развивающихся по направлению к головке стримера. Новые лавины превращают избыточный объемный заряд в плазму, и канал стримера удлиняется (рис. 2-7, *г*). Постепенно распространяясь от анода к катоду, стример перекрывает весь промежуток, и происходит пробой, т. е. между электродами образуется сквозной проводящий канал (рис. 2-7, *д*).

Условие пробоя по стримерной теории состоит в том, что напряженность $E_л$ электрического поля, созданного положительным объемным зарядом начальной лавины, становится примерно равной напряженности $E_в$ внешнего поля. Иными словами, положительный объемный заряд начальной лавины должен стать достаточным для создания такого электрического поля, при котором обеспечивается втягивание вторичных лавин в этот объемный заряд, т. е. образование стримера.

Это условие дает значения пробивных напряжений несколько больше, чем начальные, что указывает на то, что начальная лавина не способна обеспечить условия для образования стримера. При начальном напряжении стример возникает лишь после прохождения ряда лавин и накопления достаточного положительного объемного заряда. Таким образом, начальное напряжение согласно стримерной теории равно минимальному пробивному.

2-7. НАЧАЛЬНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ ДЛЯ НЕОДНОРОДНЫХ ПОЛЕЙ. ЗАКОН ПОДОБИЯ РАЗРЯДОВ

Как уже отмечалось выше, под начальным напряжением мы будем понимать то минимальное напряжение, при котором выполняется условие самостоятельности разряда.

Начальные напряжения в случае неоднородных полей подчиняются закону подобия разрядов, который является обобщением закона Пашена и может быть сформулирован следующим образом:

Для неоднородного поля при неизменной температуре начальное напряжение является функцией произведения давления газа на один из геометрических размеров промежутка (например, на расстояние между электродами) и отношений к этому размеру всех остальных определяющих геометрических размеров.

Если температура газа изменяется в небольших пределах, вместо давления в закон подобия входит относительная плотность газа. Например, для двух параллельных цилиндров с радиусами r и R, которые находятся на расстоянии S друг от друга, закон подобия может быть записан в виде

$$\left.\begin{aligned} U_0 &= f_1(\delta S,\ r/S,\ R/S), \\ \text{или} \qquad U_0 &= f_2(\delta r,\ S/r,\ R/r). \end{aligned}\right\} \tag{2-25}$$

Из закона подобия следует, что для геометрически подобных промежутков, у которых отношения всех соответствующих размеров одинаковы, начальное напряжение зависит только от δS. Следовательно, если, сохраняя промежутки геометрически подобными, изменять давление газа обратно пропорционально изменению геометрических размеров, начальное напряжение при условии постоянства температуры останется неизменным.

Для аналитического определения начального напряжения в случае неоднородных полей можно использовать условие самостоятель-

ности разряда (2-24), причем для вычисления интеграла $\int_0^l \alpha\, dx$ должен быть известен закон изменения напряженности электрического поля вдоль силовой линии.

Можно показать, что при использовании аппроксимации (2-13) для квазиоднородных полей начальное напряжение может определяться по формуле

$$U_0 = U_{\text{пр}} = \frac{a_0 \delta S}{G} + b_0 \sqrt{\frac{\delta S}{G}}, \tag{2-26}$$

причем a_0 и b_0 сохраняют свои значения, приведенные в табл. 2-1, а коэффициент G отражает неоднородность поля и зависит от определяющих геометрических размеров промежутка.

Например, для цилиндрического конденсатора

$$G = \frac{((R/r_0) - 1)^2}{(R/r_0)\,[\ln R/r_0]^2}. \tag{2-27}$$

Для сферического конденсатора

$$G = \frac{(R/r_0) + 1 + (r_0/R)}{3}; \tag{2-28}$$

здесь R и r_0 — радиусы наружного и внутреннего электродов.

Нетрудно видеть, что (2-26) с учетом (2-27) и (2-28) дает формулы для определения начального напряжения, полностью соответствующего закону подобия разрядов.

В более сложных случаях точное вычисление коэффициента G затруднительно, но, как правило, значение этого коэффициента лежит в довольно узких пределах $G = 1{,}0 \sim 1{,}2$, причем в случае однородного поля $G = 1{,}0$.

Для слабонеоднородных и резконеоднородных полей начальное напряжение может определяться по формуле

$$U_0 = \frac{a_0 \delta S}{k_{\text{н}}} \left[1 + \frac{c}{(\delta r_0)^{0{,}28}} \right], \tag{2-29}$$

где S — расстояние между электродами; r_0 — радиус кривизны электрода с бóльшей кривизной; $k_{\text{н}}$ — коэффициент неоднородности электрического поля, представляющий собой отношение максимальной напряженности к средней; c — коэффициент, зависящий от рода газа и формы электрического поля.

Для цилиндрического конденсатора

$$k_{\text{н}} = \frac{(R/r_0) - 1}{\ln R/r_0}. \tag{2-30}$$

Для сферического конденсатора

$$k_{\text{н}} = R/r_0. \tag{2-31}$$

Нетрудно видеть, что (2-29) совместно с (2-30) или (2-31) также соответствует закону подобия разряда.

Коэффициент c для воздуха в цилиндрическом конденсаторе $c = 0{,}65$ см^{0,38}, а в сферическом конденсаторе $c = 0{,}89$ см^{0,38}. Для промежутка шар — плоскость $c \approx 0{,}78$ см ^{0,38}. Вообще коэффициент c увеличивается при увеличении скорости изменения напряженности электрического поля.

Формула (2-29) удобна не только при непосредственном вычислении начального напряжения, но и для обобщения экспериментальных данных.

Для квазиоднородных полей приведенные выше формулы справедливы независимо от полярности электродов. В случае слабонеоднородных и резконеоднородных полей формулы справедливы только при отрицательной полярности электрода с малым радиусом кривизны (например, внутреннего цилиндра цилиндрического конденсатора). При положительной полярности начальные напряжения несколько больше.

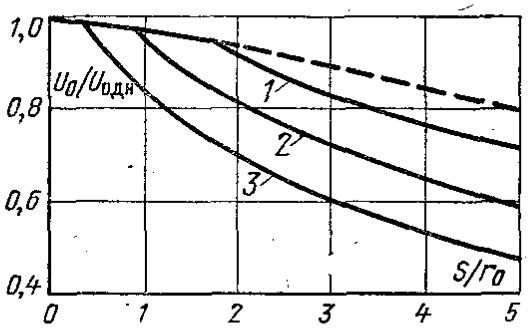


Рис. 2-8. Расчетные зависимости отношения начального напряжения в цилиндрическом конденсаторе U_0 к пробивному (начальному) напряжению газа в однородном поле $U_{одн}$ от S/r_0. Пунктир соответствует квазиоднородному полю.

1 — $pr_0 = 5$ см·кПа; *2* — $pr_0 = 50$ см·кПа; *3* — $pr_0 = 500$ см·кПа.

Объясняется это следующим образом. При положительной полярности электрода с малым радиусом кривизны новые электроны, обеспечивающие воспроизводство лавин и самостоятельность разряда, образуются только в объеме газа за счет фотоионизации, вызванной излучением предшествующих лавин. При отрицательной полярности этого электрода новые электроны могут возникать не только в объеме газа, но и освобождаться с поверхности электрода, так как последний является в этом случае катодом. Соответственно коэффициент вторичной ионизации γ при положительной полярности электрода с малым радиусом кривизны получается меньше, а начальное напряжение согласно условию самостоятельности разряда (2-24) — несколько выше.

В заключение отметим, что начальное напряжение для газа в неоднородном поле всегда меньше пробивного напряжения того же газа в однородном поле при том же расстоянии между электродами, причем по мере увеличения коэффициента неоднородности поля разница увеличивается. В качестве иллюстрации на рис. 2-8 приведены зависимости отношения начального напряжения в цилиндрическом конденсаторе U_0 к пробивному напряжению в однородном поле $U_{одн}$ от S/r_0. Точки перегиба в кривых соответствуют переходу от квазиоднородного к слабонеоднородному полю. Из этого примера, в частности, следует, что граница раздела между квази- и слабонеоднородным полем зависит не только от степени неоднородности поля, определяемой отношением геометрических размеров, но и от произведения pr_0.

2-8. ПРОБИВНОЕ НАПРЯЖЕНИЕ ГАЗА В РЕЗКОНЕОДНОРОДНОМ ПОЛЕ

При плавном увеличении напряжения на промежутке с резконеоднородным полем в нем вначале возникает коронный разряд, который может иметь лавинную или стримерную форму. Лавинная форма короны наблюдается в промежутках с относительно малыми областями повышенных напряженностей. В промежутках с электродами, имеющими радиус кривизны примерно 1 см и более, у которых эта область достаточно велика, при нормальном давлении возникает

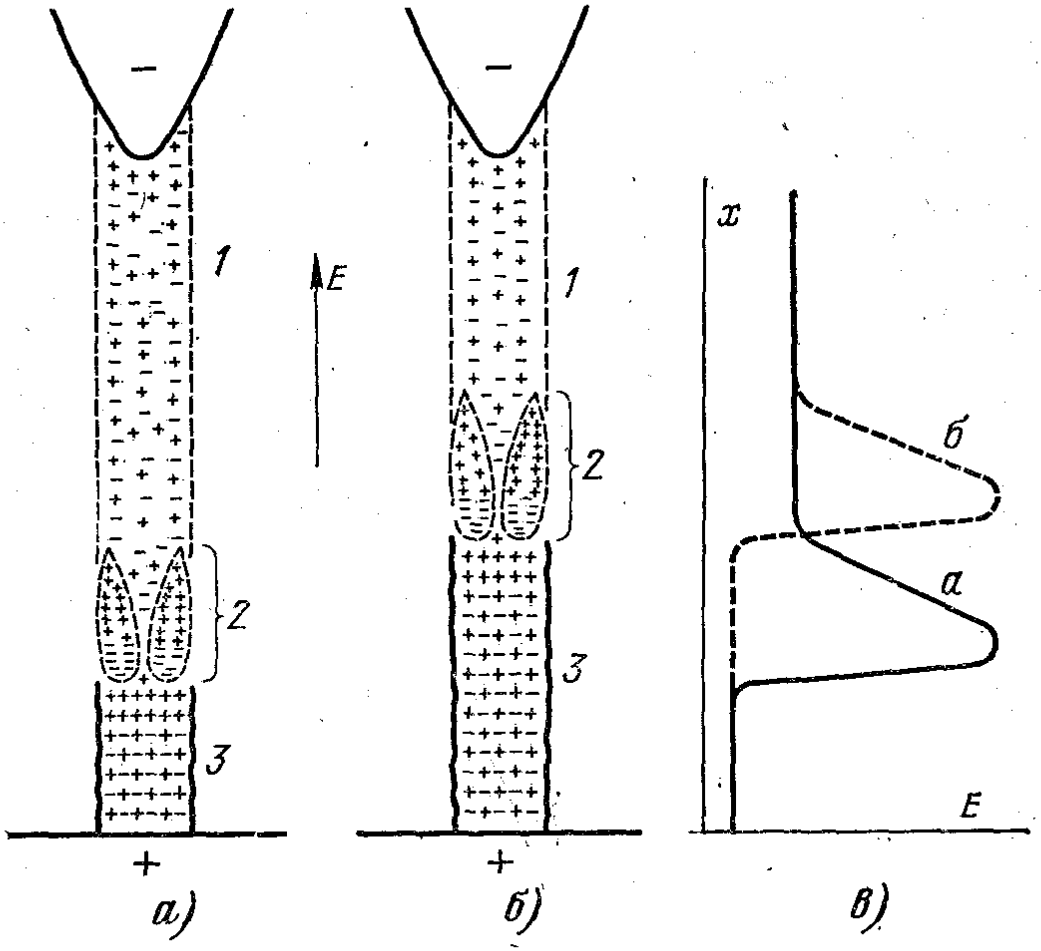


Рис. 2-9. Последовательные стадии развития обратного разряда (*а* и *б*) и распределение продольной напряженности электрического поля в канале (*в*).

1 — лидерный канал; *2* — зона повышенной напряженности (зона перестройки канала); *3* — канал обратного разряда.

стримерная корона. При повышении напряжения лавинная корона переходит в стримерную.

Стример в резконеоднородном поле вначале распространяется только на часть промежутка, так как по мере увеличения его длины потенциал головки уменьшается за счет падения напряжения в канале, происходят снижение напряженности поля и прекращение ионизации перед головкой стримера.

С ростом приложенного к промежутку напряжения длина стримера увеличивается и возрастает емкость между стримером и противоположным электродом. Это приводит к увеличению тока в канале стримера и разогреву его до температуры, достаточной для *термо-*

ческой ионизации. Термически ионизированная часть канала стримера называется *лидером*.

Концентрация заряженных частиц в канале лидера значительно выше, чем в стримере, поэтому падение напряжения на нем меньше. В связи с этим у стримера, часть канала которого преобразовалась в лидер, потенциал головки возрастает и создаются условия для продвижения стримера до противоположного электрода и преобразования этого стримера в лидер.

При приближении лидера к противоположному электроду напряженность в еще не пробитой части промежутка резко возрастает. Поэтому возникает весьма интенсивная ионизация, превращающая

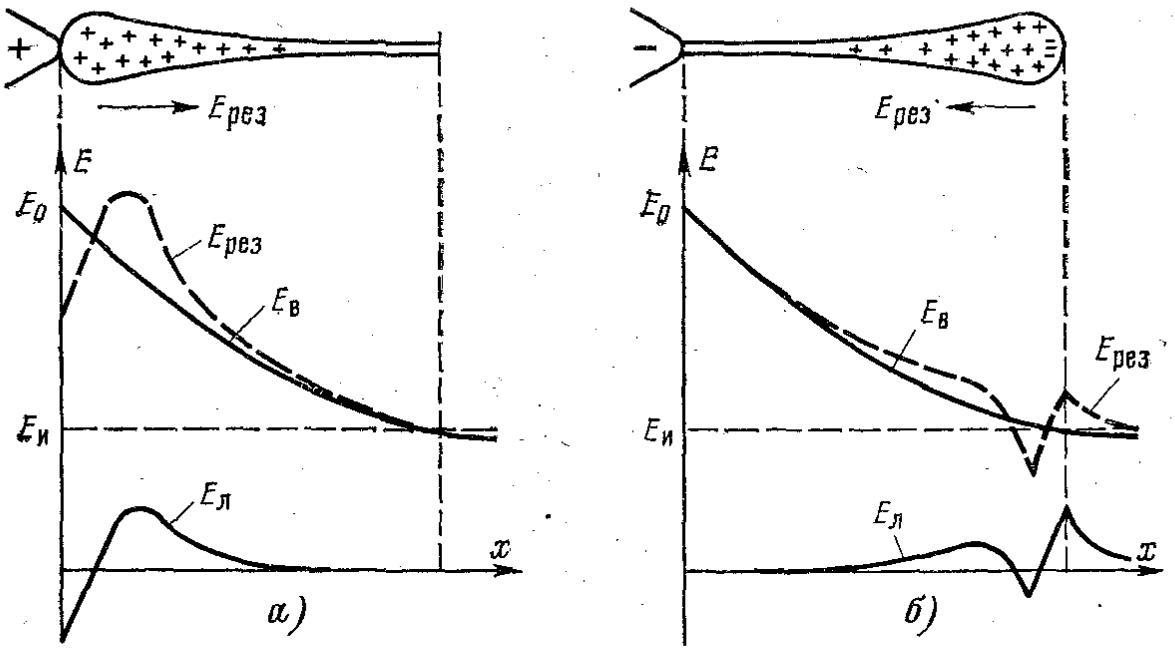


Рис. 2-10. Кривые изменения напряженности электрического поля по длине промежутка.

газ в этом промежутке в плазму с плотностью ионов, гораздо большей, чем в канале лидера. Распределение напряженности поля в промежутке в этот момент времени при отрицательной полярности стержня показано на рис. 2-9. Большая напряженность на границе вновь образовавшегося канала обеспечивает быстрое распространение зоны интенсивной ионизации по направлению к стержню. Этот процесс, который развивается от плоскости к стержню, т. е. в направлении, противоположном движению стримера, со скоростью около 10^7 м/с, обычно называют *обратным* (или главным) разрядом. Обратный разряд создает между электродами канал, обладающий очень высокой проводимостью.

В промежутках с резконеоднородными полями полярность сильно влияет не только на начальные, но и на пробивные напряжения. На рис. 2-10 приведены кривые изменения напряженности в промежутке с резконеоднородным полем, построенные с учетом объемного заряда одиночной лавины. Они показывают, что при одинаковых напряженностях $E_в$ внешнего поля результирующая напряженность $E_{рез}$ в области, где образуются вторичные лавины, в случае поло-

жительной полярности электрода с малым радиусом кривизны (рис. 2-10, *а*) существенно выше, чем в случае отрицательной полярности этого электрода (рис. 2-10, *б*), что облегчает образование стримеров. Поэтому пробивные напряжения в этом случае ниже, чем при отрицательной полярности электрода с малым радиусом кривизны.

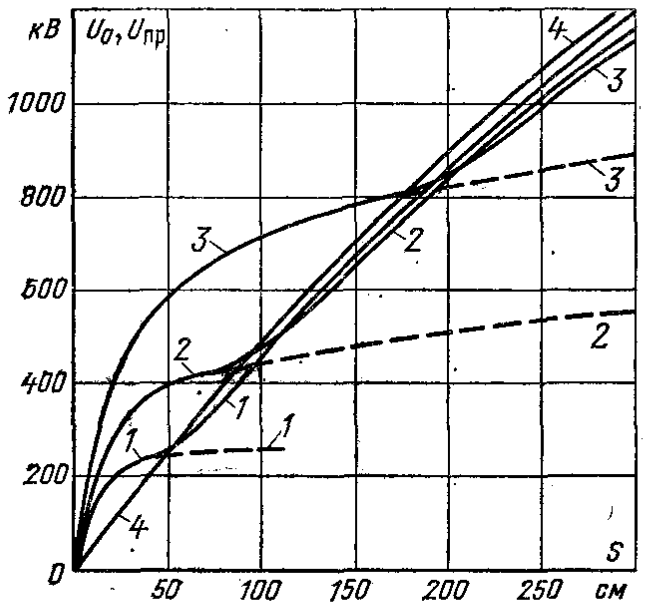


Рис. 2-11. Зависимость амплитуды пробивных (сплошные линии) и начальных (пунктир) напряжений для воздушного промежутка шар — плоскость при промышленной частоте и нормальных атмосферных условиях от расстояния между электродами S и диаметра шара D.

1 — D = 1,25 см; *2* — D = 25 см; *3* — D = 50 см; *4* — промежуток стержень — плоскость.

Для промежутков с резконеоднородными полями характерным также является малая зависимость пробивного напряжения от формы электродов. Как видно из рис. 2-11, при достаточно большом расстоянии между электродами шар — плоскость, когда поле становится резконеоднородным, пробивное напряжение мало зависит от диаметра шара, тогда как при слабонеоднородном поле эта зависимость резко выражена.

2-9. СТАТИСТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА РАЗРЯДА. ВОЛЬТ-СЕКУНДНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Допустим, что к произвольному газовому промежутку многократно прикладывается напряжение, которое с определенной скоростью возрастает от нуля до максимума, а затем остается неизменным (рис. 2-12). Если максимальное значение приложенного к промежутку напряжения достаточно велико, то разряд происходит при каждом включении, т. е. вероятность пробоя составляет 100%, однако время от момента включения до полного пробоя промежутка может изменяться в довольно широких пределах. Рассмотрим, от каких факторов зависит *время разряда*.

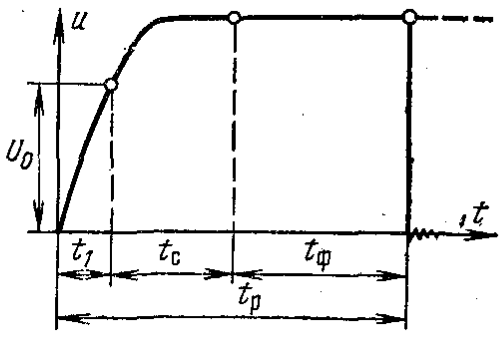


Рис. 2-12. Составляющие времени разряда.

Разряд во всяком случае не может начаться до того, как напряжение достигнет значения, равного U_0, при котором выполняется условие самостоятельности разряда. Однако даже и в момент t_1 разряд может не начаться. Для развития разряда вблизи катода должен

появиться хотя бы один эффективный электрон, т. е. электрон, образующий начальную лавину.

Развитие разряда в промежутке начнется не в момент времени t_1, а в момент $t_2 = t_1 + t_с$, где $t_с$ — так называемое *время статистического запаздывания* — является временем ожидания первого эффективного электрона.

Но в момент времени t_2 разряд только начнет развиваться. Должно пройти еще некоторое время, которое называется *временем формирования разряда* $t_ф$, прежде чем произойдет полный пробой промежутка.

Итак, полное время разряда $t_р$ состоит из трех слагаемых:

$$t_р = t_1 + t_с + t_ф, \qquad (2\text{-}32)$$

причем сумму $t_з = t_с + t_ф$ часто называют *временем запаздывания разряда*.

Допустим, что в результате различных процессов (бомбардировка катода положительными ионами, распад отрицательных ионов, воздействие различных излучений) вблизи катода каждую секунду освобождается n электронов. Если бы каждый электрон был эффективным, время статистического запаздывания изменялось бы в пределах от 0 до $1/n$, причем каждое время внутри этого интервала было бы равновероятным, а среднее время статистического запаздывания составляло бы $1/2n$. В действительности далеко не каждый электрон является эффективным. Часть из них захватывается электроотрицательным газом (например, молекулами кислорода в воздухе), часть рекомбинирует с положительными ионами, часть уходит из области сильного поля, так и не совершив ни одного акта ионизации. Поэтому среднее время статистического запаздывания обычно значительно больше $1/2n$, а диапазон изменения шире. При увеличении напряжения все большая доля электронов оказывается эффективной и среднее время статистического запаздывания стремится к $1/2n$.

Время формирования разряда, так же как и время статистического запаздывания, может изменяться от разряда к разряду. При увеличении напряжения время формирования разряда уменьшается за счет как увеличения скорости электронов, так и их ионизирующей способности.

Таким образом, время запаздывания разряда, а следовательно, и полное время разряда являются величинами статистическими. Зависимость среднего времени разряда от амплитуды приложенного напряжения называется *вольт-секундной характеристикой*. Из сказанного выше следует, что она должна иметь вид, показанный на рис. 2-13. На этом рисунке сплошной линией показан участок вольт-секундной характеристики, соответствующий 100%-ной вероятности пробоя, а пунктиром — участок, в котором разряд происходит не при каждом приложении напряжения. Пунктирная часть вольт-секундной характеристики приближается к среднему раз-

рядному напряжению при длительном воздействии $\bar{U}_р$. Точками обозначены границы зоны разброса экспериментальных значений.

На участке 100%-ной вероятности пробоя вместо статистики разрядных напряжений имеет место статистика времен разряда. Для каждого максимального значения напряжения могут быть по-

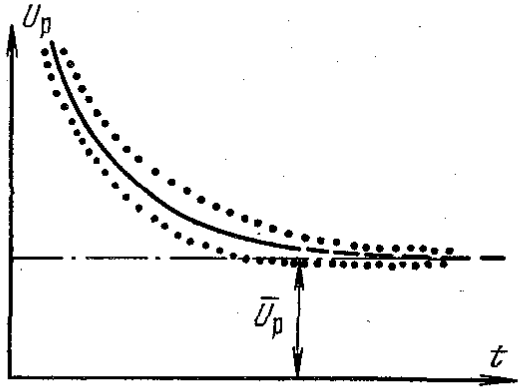


Рис. 2-13. Вольт-секундная характеристика при импульсе напряжения бесконечно большой длительности.

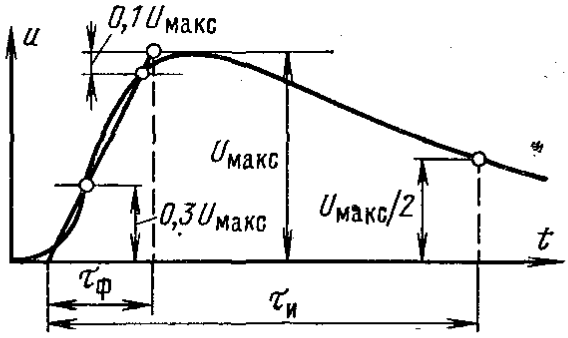


Рис. 2-14. Определение длительности фронта и длительности импульса.

строены функции распределения вероятностей времен разряда. Как правило, эти функции не соответствуют нормальному закону.

Сказанное выше относилось к случаю, когда на газовый промежуток воздействует бесконечно длинный импульс напряжения. По международным нормам и ГОСТ 1516-73 вольт-секундные характеристики определяются при так называемом «стандартном» импульсе (рис. 2-14) с длительностью фронта $\tau_ф$ и длительностью импульса $\tau_и$.

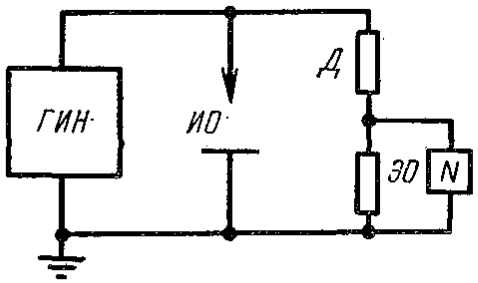


Рис. 2-15. Принципиальная схема эксперимента по определению вольт-секундных характеристик.

ГИН — генератор импульсных напряжений; *ИО* — испытуемый промежуток; *Д* — делитель напряжения; *ЭО* — электронный осциллограф.

Для удобства обработки осциллограмм, получаемых в лабораториях, действительный фронт импульса заменяется эквивалентным косоугольным. Для этого на фронте импульса отмечаются точки с ординатами $0{,}3\,U_{макс}$ и $0{,}9\,U_{макс}$ (рис. 2-14), и через них проводится прямая линия. Пересечение этой прямой с осью абсцисс и с горизонтальной прямой, проведенной на уровне максимального значения, определяет длительность фронта $\tau_ф$. Длительность импульса $\tau_и$ определяется, как показано на рис. 2-14.

По международным нормам и ГОСТ 1516-73 стандартный импульс должен иметь $\tau_ф = 1{,}2 \pm 0{,}36$ мкс и $\tau_и = 50 \pm 10$ мкс. Условно он обозначается символом 1,2/50.

Экспериментально вольт-секундные характеристики определяются по схеме, приведенной на рис. 2-15. На осциллограмме момент разряда определяется по резкому спаду напряжения до нуля.

Эксперименты обычно начинаются с наименьших разрядных напряжений, причем при каждом напряжении снимается достаточно

большое количество осциллограмм для того, чтобы определить полный интервал разброса времен разряда. Серия таких осциллограмм показана на рис. 2-16, на котором отмечены точки, используемые для построения вольт-секундной характеристики. Затем максимальное значение напряжения ступенями поднимается и время разряда при каждой ступени напряжения фиксируется осциллографом. При очень сильном увеличении максимального значения напряжения разряд начинает происходить на фронте импульса, как это показано на осциллограммах рис. 2-17. На этих осциллограммах отмечены точки, используемые для построения вольт-секундной характеристики. Пунктиром показан импульс напряжения при отсутствии испытуемого промежутка. При наличии испытуемого промежутка импульс напряжения искажается за счет предразрядных токов.

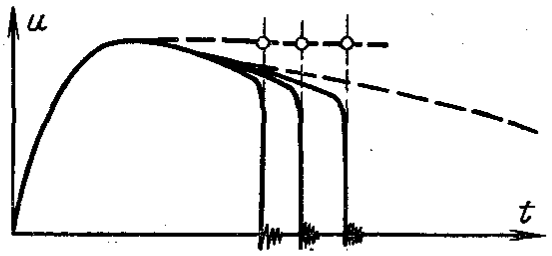


Рис. 2-16. Пробой промежутка на спаде импульса.

Наряду с вольт-секундными характеристиками, функциями распределения времен разряда и пробивных напряжений статистические закономерности пробоя часто характеризуются вероятностью его возникновения при воздействии на промежуток импульса с неизменными формой и максимальным значением.

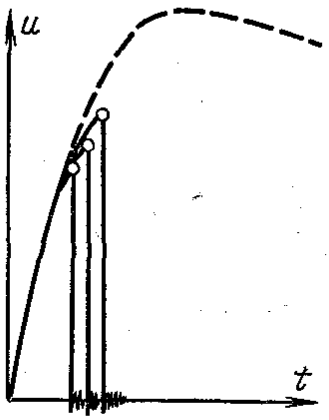


Рис. 2-17. Пробой промежутка на фронте импульса.

Допустим, что к промежутку многократно прикладывается определенный, например стандартный, импульс напряжения с постоянной величиной $U_{макс}$. Если максимальное значение импульса невелико, то промежуток не пробьется, сколько бы раз он ни включался под напряжение. При увеличении напряжения пробой наступает только при N включениях из общего числа N_0, причем вначале $N \ll N_0$. При дальнейшем возрастании напряжения число пробоев промежутка увеличивается, и при некоторой величине $U_{макс}$ пробой возникает при каждом включении. Отношение $P = N/N_0$ представляет собой вероятность пробоя промежутка при заданном напряжении. Зависимости P от величины $U_{макс}$, которые называют *кривыми эффекта*, внешне похожи на некоторые функции распределения случайных величин. Поэтому их удобно описывать с помощью известных из теории случайных величин функций распределения. Обычно для этой цели используют функцию распределения по нормальному закону

$$P(U_{макс}) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{U_{макс}} \exp\left[-(U_{макс} - U_{50\%})^2/2\sigma^2\right] dU_{макс}, \qquad (2\text{-}33)$$

где $U_{50\%}$ — максимальное значение импульса напряжения, при котором разряд наступает в 50% всех случаев подачи напряжения; σ — мера крутизны зависимости $P\,(U_{макс})$. Название «кривая эффекта» подчеркивает, что рассматривается функциональная зависимость вероятности пробоя от неслучайного аргумента — максимальное значение воздействующего импульса, причем $U_{50\%}$ и σ лишь формально выполняют роли математического ожидания и среднего квадратического отклонения.

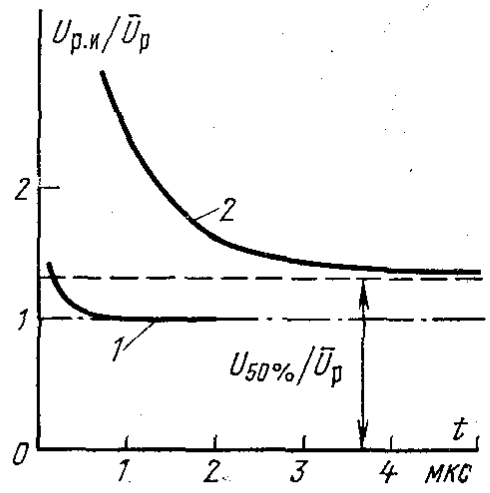


Рис. 2-18. Отношения среднего разрядного напряжения при стандартном импульсе ($\bar{U}_{р.и}$) к среднему разрядному напряжению при длительном воздействии ($\bar{U}_р$).

1 — однородное поле; *2* — резконеоднородное поле.

Импульсное 50%-ное разрядное напряжение $U_{50\%}$ практически совпадает со средним значением минимального импульсного разрядного напряжения промежутка. Так как стандартный импульс имеет ограниченную длительность, очень большие времена разряда, соответствующие напряжению, близкому к $\bar{U}_р$, не могут быть реализованы, поэтому $U_{50\%}$ больше среднего разрядного напряжения при длительном воздействии, определяемого при частоте 50 Гц. Отношение $U_{50\%}/\bar{U}_р$ называется коэффициентом импульса. Для резконеоднородных полей коэффициент импульса зависит от полярности импульса, степени неоднородности поля и может существенно превышать единицу, а для слабонеоднородных и однородных полей, для которых время разряда значительно меньше, он практически равен единице. В связи с этим в однородных и слабонеоднородных полях разряд практически всегда происходит при максимальном значении импульса.

Примерная форма вольт-секундных характеристик для однородного и резконеоднородных полей приведена на рис. 2-18.

2-10. РАЗРЯДНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ ПО ОПЫТНЫМ ДАННЫМ

Однородное поле. В практических изоляционных конструкциях, особенно при очень высоких напряжениях, не приходится встречаться с идеально однородным полем. Однако такие промежутки очень удобны для сравнения электрической прочности различных диэлектриков и для этой цели рассматриваются очень часто.

Как следует из зависимостей, приведенных на рис. 2-19, наименьшее разрядное напряжение имеет гелий. Водород также имеет электрическую прочность, значительно более низкую, чем воздух. Азот и некоторые другие газы имеют электрическую прочность, близкую к электрической прочности воздуха.

Так как газовая изоляция имеет ряд преимуществ перед другими видами изоляции, в течение длительного времени ведутся поиски

газов, обладающих повышенной электрической прочностью. Очевидно, что такие газы должны иметь достаточно большую энергию ионизации и большое эффективное сечение столкновений электронов. Кроме того, высокопрочные газы должны быть электроотрицательными, что снижает значение коэффициента $\alpha_{эф}$.

Большой электрической прочностью обладают молекулярные газы, получаемые из метана путем замещения одного или нескольких атомов водорода атомами хлора или фтора. Среди этих газов наилучшей комбинацией качеств, которыми должен обладать применяемый в изоляционных конструкциях газ, обладает дихлордифтор-

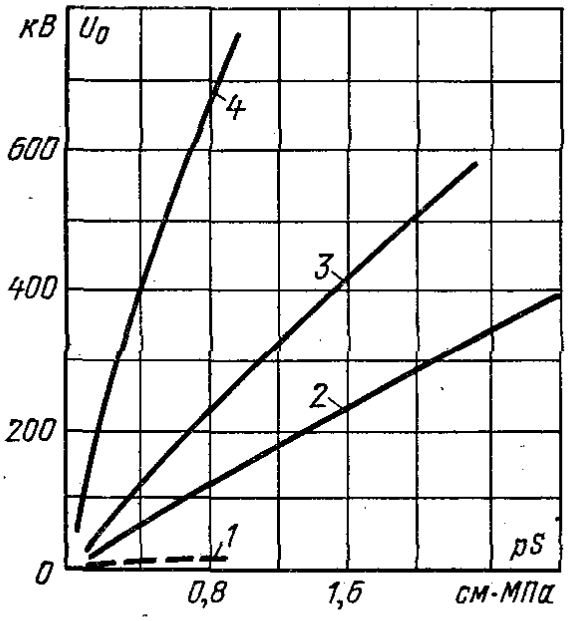


Рис. 2-19. Зависимость амплитуды разрядного напряжения в однородном поле от произведения pS для некоторых газов. Постоянное напряжение и переменное промышленной частоты.

1 — гелий; *2* — водород; *3* — воздух, азот; *4* — фреон.

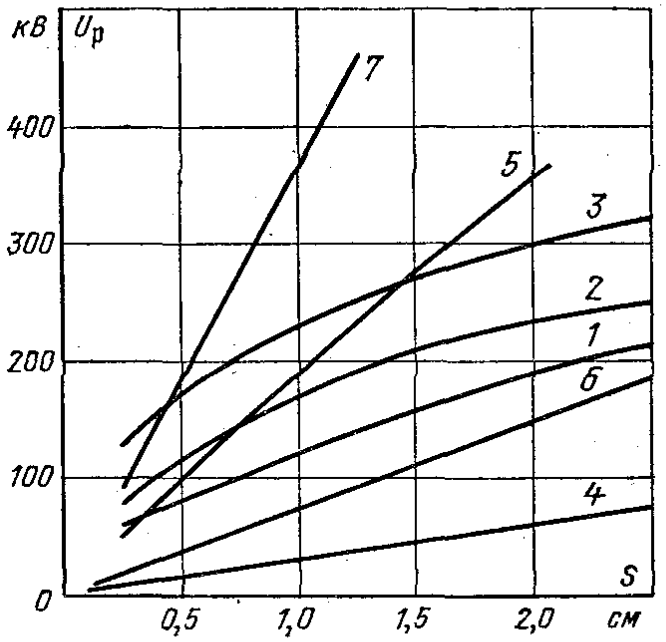


Рис. 2-20. Разрядные напряжения (амплитуда) в однородном поле для некоторых твердых, жидких и газообразных диэлектриков. Постоянное напряжение и переменное промышленной частоты.

1 — фарфор; *2* — трансформаторное масло; *3* — высокий вакуум; *4* — воздух при 0,1 МПа; *5* — воздух при 0,7 МПа; *6* — элегаз при 0,1 МПа; *7* — элегаз при 0,7 МПа.

метан CCl_2F_2, который получил название «фреон». Этот газ обладает приблизительно в 2,5 раза большей электрической прочностью, чем воздух (см. рис. 2-19). Почти такими же характеристиками обладает и другой, получивший распространение как изолятор газ — шестифтористая сера SF_6, или «элегаз».

Газовая изоляция может конкурировать с жидкими и твердыми диэлектриками только в том случае, если она будет иметь приблизительно такую же электрическую прочность. Наиболее рациональным средством повышения электрической прочности газа является увеличение давления. Из кривых рис. 2-20 видно, что при умеренных давлениях (выше 0,7 МПа) с точки зрения электрической прочности газовая изоляция вполне способна конкурировать с другими видами изоляции, поэтому ей и уделяется такое большое внимание в последние годы.

При очень больших давлениях поведение газовой изоляции еще недостаточно хорошо изучено. Эксперименты показывают (рис. 2-21), что при некотором значении pS пробивное напряжение начинает заметно отклоняться от расчетных значений, определяемых (2-21). Это обстоятельство, по-видимому, связано с наличием на электродах мельчайших выступов, которые при давлениях, близких к нормальным, не играют существенной роли, а при больших давлениях приводят к заметному снижению пробивного напряжения. Поэтому при больших давлениях газа требования к степени однородности поля являются гораздо более жесткими, чем при нормальном атмосферном.

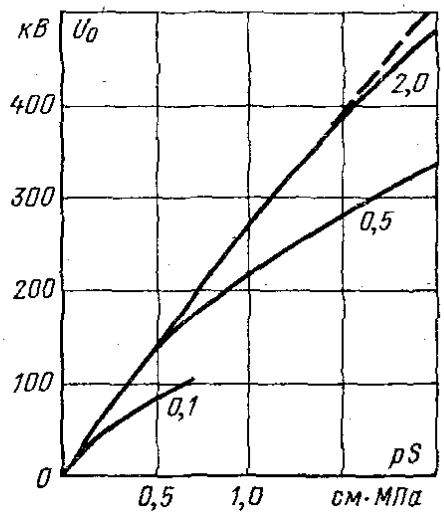


Рис. 2-21. Зависимость амплитуды пробивного напряжения воздуха в однородном поле от pS при больших давлениях.

Цифры у кривых — длина промежутка, см; пунктир — расчетная кривая.

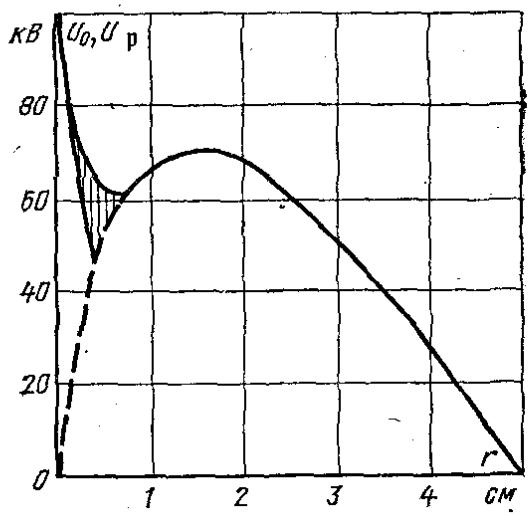


Рис. 2-22. Зависимость амплитуды разрядного (сплошная линия) и начального (пунктир) напряжения для воздуха в цилиндрическом конденсаторе ($R = 5$ см) при нормальных атмосферных условиях и частоте напряжения 50 Гц от радиуса внутреннего цилиндра.

Штриховкой показана зона повышенных разбросов.

Промежуток между двумя шарами. Искровой промежуток между двумя шарами является классическим примером слабонеоднородного поля, если отношение расстояния между шарами к их диаметру не превышает 0,5. При этом условии разрядное напряжение не зависит от длительности приложения напряжения начиная с десятых долей микросекунды, что и определило широкое использование этого промежутка для измерения максимальных значений напряжения. Использование шарового промежутка в качестве измерительного прибора потребовало проведения многочисленных и весьма тщательных экспериментов, которые обобщались Международной электротехнической комиссией.

Так как электрическое поле между шарами зависит от их расстояния до земли и других заземленных или находящихся под напряжением объектов, были введены нормы на устройство шаровых разрядников. Эти нормы, а также таблицы разрядных напряжений шаровых промежутков в воздухе при нормальных атмосферных условиях приведены в [21].

Промежуток между двумя коаксиальными цилиндрами. В отличие от промежутка между двумя шарами промежуток между двумя *цилиндрами почти не подвержен* влиянию посторонних полей. Поэтому он часто используется для исследования развития разряда в неоднородном поле.

Если при неизменном радиусе наружного цилиндра постепенно уменьшать радиус внутреннего цилиндра, то будет происходить переход от квазиоднородного к слабонеоднородному, а затем к резконеоднородному полю (рис. 2-22). В квазиоднородном и слабонеоднородном полях начальные и пробивные напряжения совпадают. В резконеоднородном поле пробивное напряжение больше начального, причем по мере увеличения степени неоднородности эта разница возрастает.

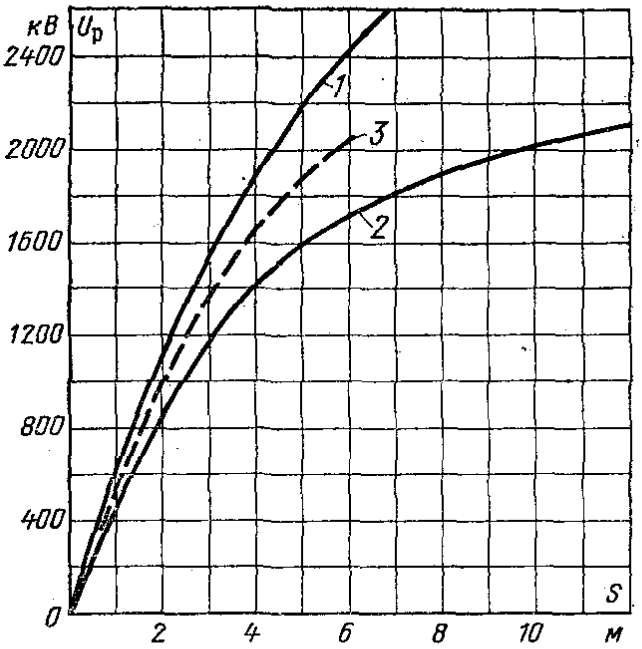


Рис. 2-23. Амплитуда разрядных напряжений воздушных промежутков при промышленной частоте. Нормальные атмосферные условия.

1 — промежуток стержень — стержень;
2 — промежуток стержень — плоскость;
3 — промежуток провод — стойка опоры.

Промежутки стержень — плоскость и стержень — стержень. Эти промежутки являются классическим примером симметричного (стержень — стержень) и несимметричного (стержень — плоскость) резконеоднородного поля.

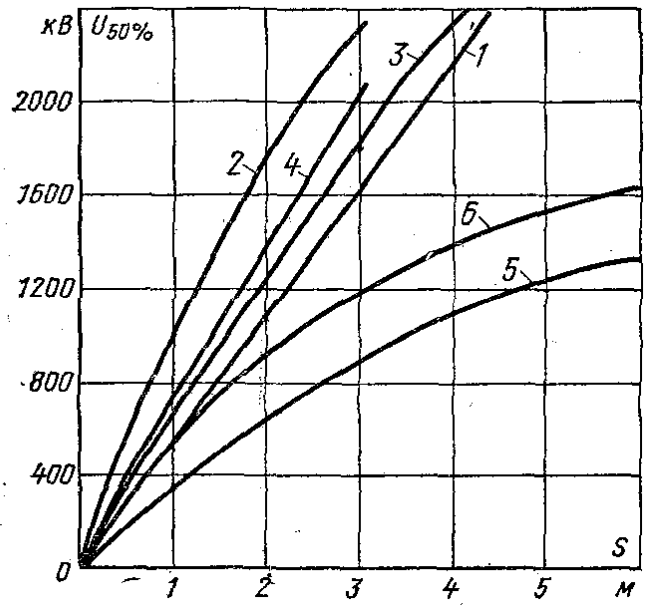


Рис. 2-24. Импульсные разрядные 50%-ные напряжения воздушных промежутков при нормальных атмосферных условиях.

1 — при стандартном импульсе 1,2/50, положительный стержень — плоскость; *2* — то же, но отрицательный стержень — плоскость; *3* — то же, но стержень — стержень при положительной полярности незаземленного стержня; *4* — то же при отрицательной полярности; *5* — при униполярном импульсе типа коммутационного $\tau_ф$ = 120 мкс, положительный стержень — плоскость; *6* — то же, но $\tau_ф$ = 2500 мкс.

При больших расстояниях между электродами в качестве стержня обычно применяется металлический брусок квадратного сечения со стороной 1,27 см (0,5 дюйма), на конце обрезанный перпендикулярно оси бруска.

Большое практическое значение имеют кривые, приведенные на рис. 2-23, построенные по данным ЛПИ — НИИПТ. Они позволяют приближенно оценивать электрическую прочность при промышленной частоте целого ряда воздушных промежутков, встречающихся в высоковольтных установках. Например, электрическая прочность промежутка между двумя проводами очень близка

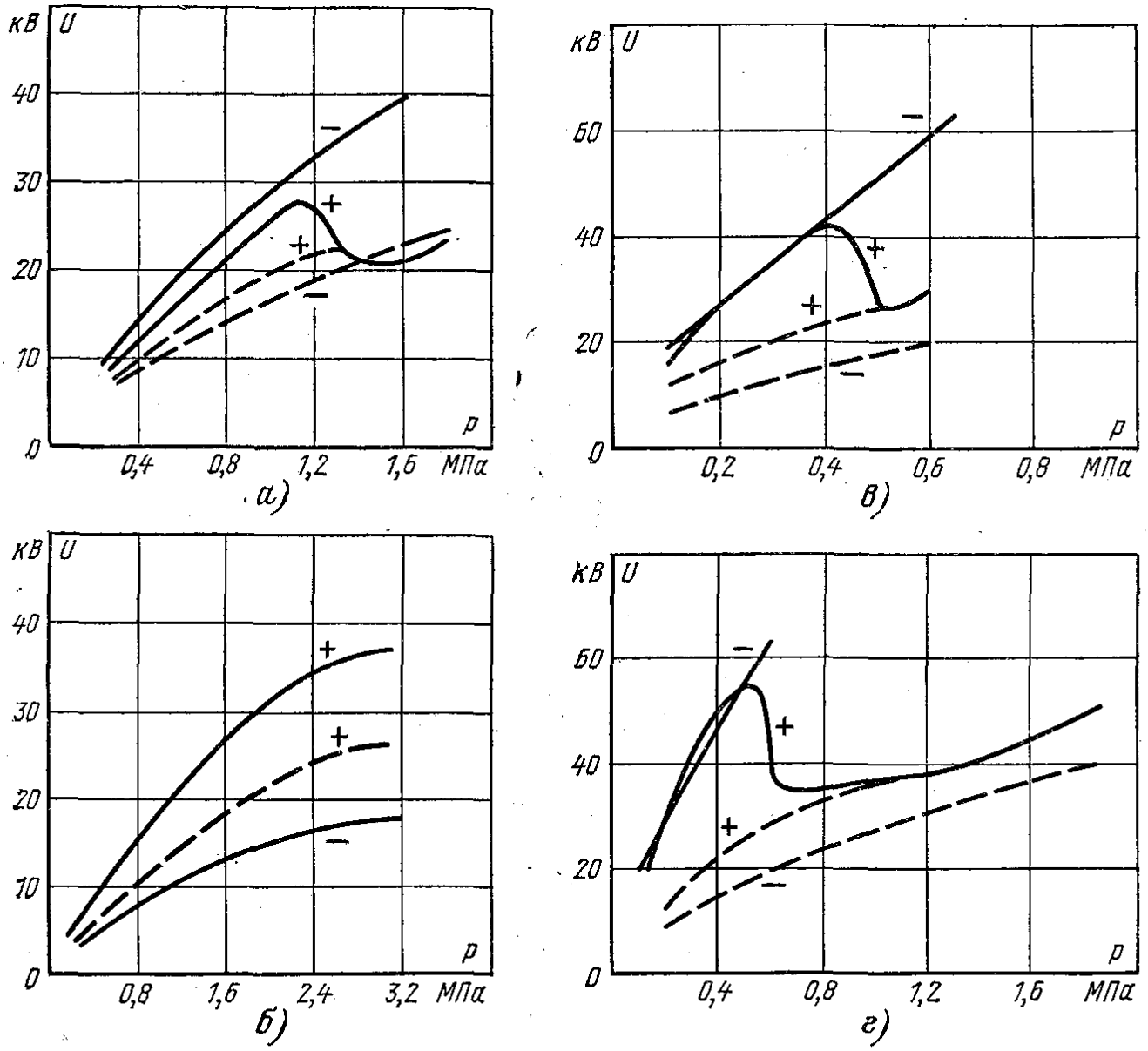


Рис. 2-25. Зависимость от давления разрядных (сплошные линии) и начальных (пунктир) напряжений в промежутке стержень — плоскость для различных газов при постоянном напряжении. Стержень — проволочка диаметром 0,025 см с закругленным концом; расстояние между электродами $S = 0{,}3$ см.

а — воздух; *б* — водород; *в* — фреон; *г* — элегаз.

к прочности промежутка стержень — стержень, а разрядное напряжение между проводом и плоскостью приблизительно равно разрядному напряжению промежутка стержень — плоскость. Разрядное напряжение между проводом линии электропередачи и стойкой опоры занимает промежуточное положение.

Импульсные разрядные 50%-ные напряжения воздушных промежутков с резконеоднородным полем по данным ЛПИ — НИИПТ приведены на рис. 2-24. Из сравнения рис. 2-24 и 2-23 следует, что

при стандартном импульсе коэффициент импульса в резконеоднородном поле возрастает при увеличении расстояния между электродами, а при импульсах типа коммутационного с большой длительностью фронта коэффициент импульса может оказаться даже меньше единицы.

Вольт-секундные характеристики рассматриваемых промежутков имеют форму, свойственную резконеоднородному полю, поэтому при уменьшении времени разряда разрядное напряжение быстро возрастает. Для стандартного импульса при времени разряда 2 мкс разрядное напряжение приблизительно на 80% превышает $U_{50\%}$.

Зависимость разрядного напряжения для промежутков с резконеоднородным полем от давления имеет своеобразный характер: с ростом давления разрядные напряжения вначале увеличиваются, а затем в случае положительного стержня при некотором давлении происходит снижение разрядного напряжения (рис. 2-25).

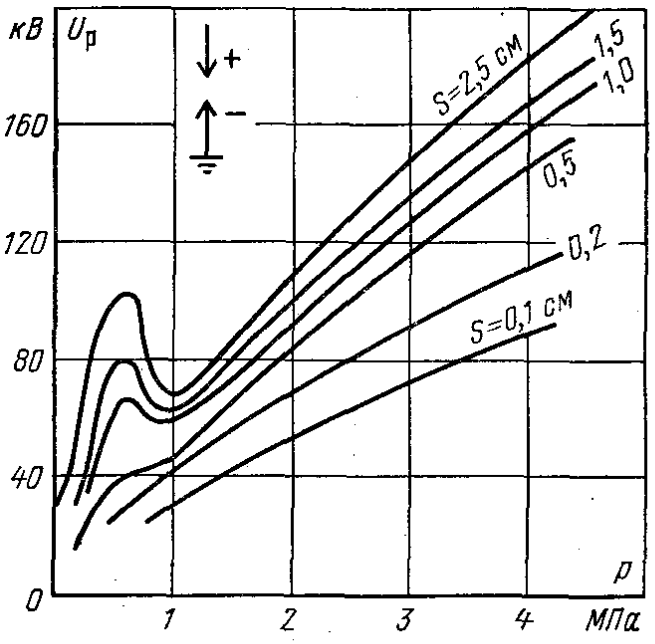


Рис. 2-26. Зависимость от давления разрядного напряжения воздушного промежутка стержень — стержень при постоянном напряжении положительной полярности и различных расстояниях S между электродами.

Это явление можно объяснить следующим образом. При увеличении давления газа уменьшается коэффициент диффузии электронов и ионов, и положительный объемный заряд, созданный лавиной, располагается в меньшем объеме. Поэтому напряженность $E_л$, обусловленная этим зарядом, возрастает и условие образования стримера $E_л \approx E_в$ (§ 2-6) выполняется при более низких напряжениях. Соответственно снижается и разрядное напряжение.

Отсутствие снижения разрядного напряжения при отрицательном стержне в рассматриваемом диапазоне давлений, вероятно, связано с тем, что в этом случае для формирования стримера требуется большая напряженность $E_в$ внешнего поля. Следовательно, при отрицательном стержне снижение разрядного напряжения можно ожидать при более высоких давлениях.

Кривые на рис. 2-26 показывают, что такие аномалии имеют место и в промежутке стержень — стержень. При переменном напряжении наблюдается также снижение разрядного напряжения после возрастания давления до определенного значения, причем это связано с процессами, происходящими вблизи положительного стержня.

Очевидно, что в газе под давлением следует всячески избегать использования промежутков с резконеоднородным полем.

Разрядное напряжение при высокой частоте. В последнее время в связи с развитием техники высоких и сверхвысоких частот, требующей зачастую применения высоких напряжений, усилился интерес к электрической прочности газовой изоляции при частотах, сильно отличающихся от промышленной. Измерения разрядных напряжений в широком диапазоне частот показывают, что имеется пять диапазонов частот, в которых зависимость разрядного напряжения от частоты имеет различный характер и определяется различными физическими процессами (рис. 2-27).

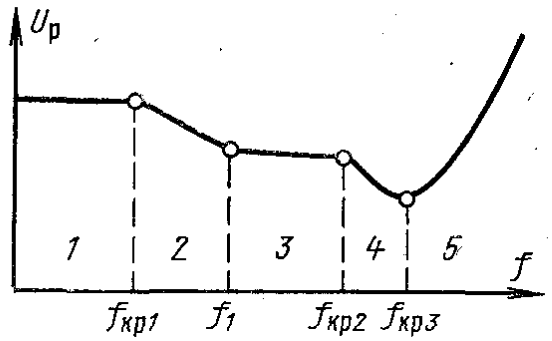


Рис. 2-27. Характер зависимости разрядного напряжения от частоты.

При изменении частоты от нуля до первой критической $f_{кр1}$ разрядное напряжение практически не зависит от частоты и определяется рассмотренными в предыдущих параграфах элементарными процессами.

Начиная с частоты $f_{кр1}$, разрядное напряжение с ростом частоты снижается, что связано с особенностями образования объемных зарядов. Как уже указывалось, ионизация в промежутке возникает при напряжении ниже пробивного. При небольшой частоте ионы, возникшие в один полупериод, в течение этого же полупериода успевают дойти до электродов. Поэтому в последующий полупериод процесс начинается при отсутствии объемного заряда. При частотах выше $f_{кр1}$ часть ионов уже не успевает дойти до электродов, главную роль при этом играют положительные ионы, так как скорость электронов значительно больше, а число отрицательных ионов относительно невелико. Количество оставшихся в промежутке ионов от полупериода к полупериоду возрастает, создается значительный объемный заряд, который и приводит к снижению разрядного напряжения. Первая критическая частота $f_{кр1}$ зависит от давления газа и расстояния между электродами. С увеличением расстояния эта частота уменьшается. Например, для воздушного промежутка с однородным полем при нор-

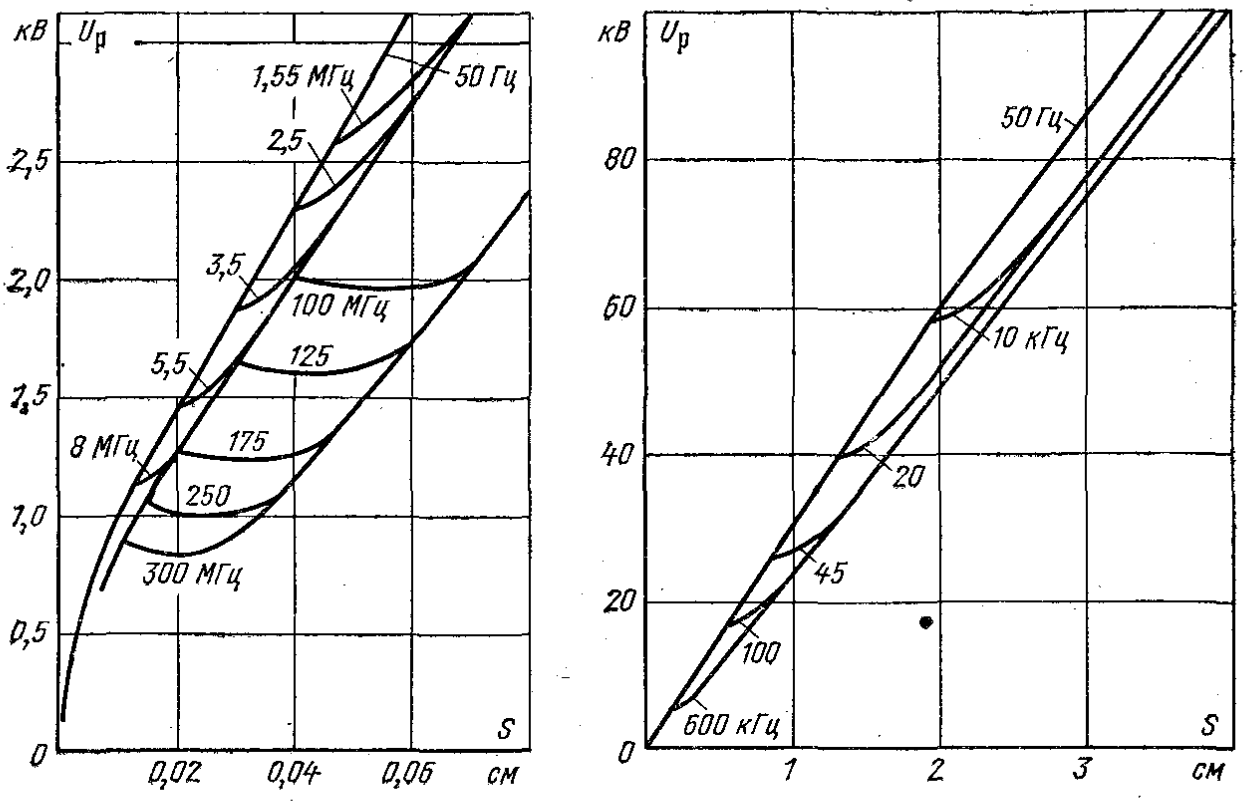


Рис. 2-28. Амплитуды разрядных напряжений промежутка с однородным полем в воздухе при нормальных атмосферных условиях в зависимости от расстояния между электродами и частоты.

мальных атмосферных условиях и $S = 0{,}4$ см первая критическая частота равна 2,5 МГц, а при $S = 2{,}0$ см она уменьшается до 10 кГц. При увеличении давления газа критическая частота должна уменьшаться, так как при этом снижается скорость движения ионов.

Разрядное напряжение монотонно уменьшается с ростом частоты до значения f_1. Дальнейшее увеличение частоты почти не приводит к снижению разрядного напряжения. По-видимому, это связано с тем, что объемный заряд в промежутке перестает возрастать вследствие наступающего равновесия между скоростью образования новых ионов и диффузией объемного заряда на электроды.

Однако при второй критической частоте $f_{кр2}$ происходит новое снижение разрядного напряжения. При этом длительность полупериода напряжения оказывается меньше времени пробега электронами межэлектродного промежутка. Поэтому часть электронов не успевает уходить на электроды и, оставаясь в промежутке, продолжает участвовать в процессах ионизации, благодаря чему разрядное напряжение естественно, снижается. При дальнейшем возрастании частоты скорость снижения разрядного напряжения падает, так как происходит насыщение электронного объемного заряда.

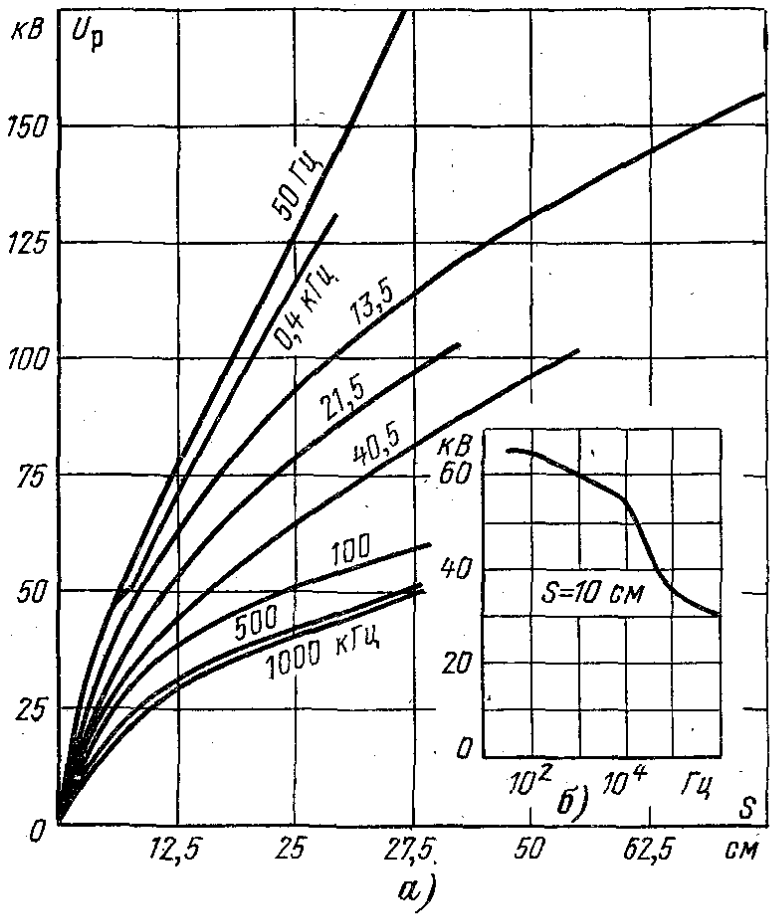


Рис. 2-29. Амплитуды разрядных напряжений промежутка стержень — плоскость в воздухе при нормальных атмосферных условиях в зависимости от расстояния между электродами при разных частотах (*а*) и в зависимости от частоты (*б*).

Наконец, при очень больших частотах, превышающих третью критическую, $f > f_{кр3}$ возможно возрастание разрядного напряжения. Последнее может даже превысить разрядное напряжение при промышленной частоте. При таких частотах длительность полупериода настолько мала, что некоторые электроны за это время не успевают осуществить ни одного акта ионизации. Для того чтобы ионизация все же началась, необходимо увеличить приложенное напряжение, с тем, чтобы уменьшить время пробега электрона между двумя последовательными столкновениями.

На рис. 2-28 приведены зависимости разрядных напряжений от расстояния между электродами для промежутка с однородным полем в воздухе при нормальных атмосферных условиях и при частотах от 50 Гц до 300 МГц. Как видно, значения первой и второй критических частот значительно отличаются по величине и растут с ростом межэлектродного расстояния. В промежутках с резконеоднородными полями, где образование объемных зарядов происходит более интенсивно и где пробой определяется развитием стримерного канала, критические частоты обычно меньше, а разрядные напряжения снижаются значительнее по сравнению с разрядным напряжением при частоте 50 Гц (рис. 2-29).

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

КОРОННЫЙ РАЗРЯД НА ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

3-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

В предыдущей главе уже отмечалось, что корона является одним из видов самостоятельного разряда и возникает в резконеоднородных полях, к которым, в частности, относится и электрическое поле в окрестности проводов линий электропередачи.

Напряженность электрического поля в воздухе на поверхности гладкого полированного цилиндра, при которой возникает коронный разряд, т. е. начальная напряженность, определяется по формуле, кВ/см:

$$E_0 = 24{,}5\delta\left[1 + \frac{0{,}65}{(\delta r_0)^{0{,}38}}\right], \qquad (3\text{-}1)$$

которая справедлива при отрицательной полярности, но может быть использована и при положительной полярности, так как эффект полярности невелик.

При небольших радиусах провода ($r_0 < 1$ см) хорошие результаты получаются также при расчете E_0, кВ/см, по формуле Пика:

$$E_0 = 30{,}3\delta\left[1 + \frac{0{,}298}{\sqrt{\delta r_0}}\right]. \qquad (3\text{-}2)$$

Провода линий электропередачи свиты из большого числа отдельных проволок и поэтому имеют не гладкую поверхность (рис. 3-1), вследствие чего напряженность поля в различных точках поверхности неодинакова. Для витых проводов обычно определяют среднюю напряженность поля на поверхности провода $E_{пр} = \frac{Q}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r}$, где Q — заряд на проводе, а r — радиус описанной окружности. Так как коронный разряд прежде всего возникает на выступающих частях провода (в точках a), где напряженность превышает среднюю, то начальная напряженность поля для витого провода меньше, чем для гладкого провода того же радиуса, и равна $mE_0 < E_0$. Коэффициент $m < 1$ называется *коэффициентом гладкости* провода. Различные заусеницы и шероховатости, которые всегда имеются на поверхности проводов, еще больше снижают начальную напряженность поля, а следовательно, и коэффициент m, который для проводов линий электропередачи обычно лежит в пределах 0,82—0,9.

Ионизационные процессы в коронном разряде происходят лишь вблизи электрода с малым радиусом кривизны, в рассматриваемом случае вблизи провода, в узкой зоне, которая обычно называется *чехлом* короны. Чехол коронного разряда на проводах далеко не всегда бывает однородным, особенно при достаточно больших напряжениях. При отрицательной короне ионизация происходит вблизи большого числа точек на поверхности провода и чехол ко-

роны состоит из многочисленных проводящих нитей. При положительной полярности, помимо сплошного чехла, на проводе образуются стримеры, длина которых может быть достаточно большой, но, конечно, гораздо меньше расстояния между электродами.

За счет процессов ударной ионизации в чехле короны непрерывно создаются заряженные частицы обоих знаков. Частицы того же знака, что и коронирующий электрод, под действием электрического поля выходят из чехла короны во внешнюю область и постепенно перемещаются к противоположному электроду.

Если к промежутку приложено постоянное напряжение, то в стационарном режиме вся внешняя область короны, т. е. область, в которой ионизация отсутствует, оказывается заполненной объемным зарядом того же знака, что и коронирующий провод. При этом заряд, уходящий в единицу времени на противоположный электрод, в точности равен заряду, выделяющемуся за это же время во внешнюю область из чехла короны, так что суммарный объемный заряд остается неизменным.

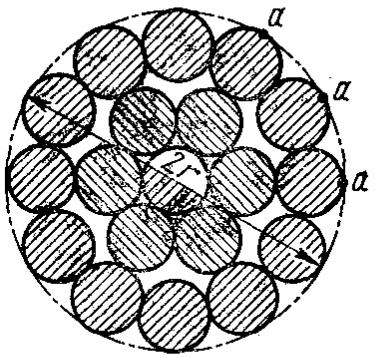


Рис. 3-1. Многопроволочный провод воздушной линии.

Нетрудно показать, что значение и характер пространственного распределения объемного заряда внешней области короны (объемный заряд зоны ионизации не учитывается) должны быть такими, чтобы напряженность поля на поверхности коронирующего провода оставалась бы равной начальной, т. е. приблизительно равной mE_0, независимо от значения приложенного напряжения. Действительно, при наличии объемного заряда напряжение между электродами определяется суммой

$$u = (q_{\text{пр}}/C) + \Delta u_{\text{об}},$$

где $q_{\text{пр}}$ — заряд на проводе; C — емкость между проводом и противоположным электродом; $\Delta u_{\text{об}}$ — напряжение, создаваемое объемным зарядом. Наличие напряжения $\Delta u_{\text{об}}$ уменьшает заряд на проводе, а следовательно, и напряженность электрического поля на его поверхности $e_{\text{пр}} = \frac{q_{\text{пр}}}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r}$. Если напряженность поля на поверхности провода сделается меньше mE_0, ионизация в чехле прекратится, взамен уходящему на противоположный электрод заряду из чехла короны не будет выделяться новый заряд, суммарный заряд в объеме и $\Delta u_{\text{об}}$ уменьшатся. В результате увеличится заряд на проводе и напряженность поля на его поверхности возрастет до mE_0, после чего заряд в объеме приобретет свое прежнее значение. Если напряженность поля на поверхности провода превысит mE_0, интенсивность ионизации в чехле короны возрастет, из чехла короны будет выделяться больший заряд, чем заряд, уходящий к противоположному электроду, суммарный заряд во внешней зоне воз-

растет, благодаря чему напряженность поля на поверхности провода снизится до mE_0.

Это свойство коронного разряда является весьма важным, так как оно регулирует величину объемного заряда во внешней зоне. Движение этого объемного заряда под действием электрического поля создает ток короны, который на много порядков превышает нормальный ток утечки в линиях электропередачи. Связанные с прохождением этого тока потери энергии могут иметь очень большую величину, соизмеримую с потерями в активных сопротивлениях проводов под действием рабочего тока.

Итак, потери на корону связаны с относительно медленным (со скоростью ионов) движением объемного заряда внешней зоны. Процессы, происходящие в чехле короны, существенного влияния на потери энергии не оказывают, однако они важны с другой точки зрения.

Для чехла короны характерны быстрые процессы, происходящие со скоростью электронов или стримеров. Поэтому ток короны, помимо медленно меняющейся составляющей, определяемой перемещением объемного заряда, содержит большое количество кратковременных пиков, соответствующих развитию стримеров или групп лавин. Эта высокочастотная составляющая тока короны является источником интенсивного электромагнитного излучения с широким спектром частот, который соответствует радиотехническому диапазону. Излучаемые коронирующей линией радиоволны создают помехи радиоприему (особенно сильные вблизи линии), которые могут достигнуть недопустимого уровня.

Таким образом, появление коронного разряда на проводах линий электропередачи сопровождается потерями энергии и радиопомехами. Необходимость ограничения до приемлемых значений уровня потерь энергии и радиопомех приводит к тому, что рациональная конструкция проводов и арматуры линий электропередачи в значительной мере определяется коронным разрядом, особенно при наивысших номинальных напряжениях. В последующих параграфах коронный разряд на проводах будет рассматриваться именно с этой точки зрения.

3-2. КОРОНА НА ПРОВОДАХ ПРИ ПОСТОЯННОМ НАПРЯЖЕНИИ

При постоянном напряжении различают два различных вида коронного разряда — *униполярный* и *биполярный*.

Униполярная корона возникает в том случае, когда коронирующие провода в промежутке имеют одинаковую полярность [например, промежуток провод — плоскость (рис. 3-2, *а*)]. При униполярной короне вся внешняя зона заполнена зарядами того же знака, что и коронирующий провод (или провода).

Биполярная корона возникает в том случае, когда коронирующие провода имеют противоположную полярность [например, промежуток провод — провод (рис. 3-2, *б*)]. Во внешней зоне биполяр-

ной короны ионы разных знаков движутся навстречу друг другу. Если бы на границе нулевого потенциала *1—1* происходила полная рекомбинация ионов, биполярная корона состояла бы из двух не зависящих друг от друга униполярных коронных разрядов. В действительности на границе раздела происходит лишь частичная рекомбинация ионов, и значительная их часть проникает во внешнюю зону провода противоположной полярности, уменьшая суммарный объемный заряд этой зоны, а следовательно, и $\Delta u_{об}$. Для того чтобы восстановить нормальное значение $\Delta u_{об}$, обеспечивающее сохранение начальной напряженности поля на поверхности провода, ионизация в чехле короны должна возрасти и из чехла короны должен выделяться больший заряд, часть которого тратится на нейтрализацию заряда противоположного знака. Благодаря этому ток короны, а следовательно, и потери энергии в биполярной короне значительно больше, чем в униполярной. Увеличение потерь в биполярном режиме по сравнению с униполярным связано также с распадом (явлением, обратным прилипанию) отрицательных ионов в зоне ионизации провода, имеющего положительную полярность. Отрицательные ионы приходят к положительному проводу от отрицательного коронирующего провода и в результате распада создают в зоне ионизации дополнительные свободные электроны. Появление таких электронов в зоне ионизации приводит к увеличению тока короны, а следовательно, и потерь на корону. Кроме того, появление в зоне ионизации дополнительных свободных электронов равнозначно увеличению коэффициента вторичной ионизации γ. Увеличение же γ согласно уравнению самостоятельности разряда (2-24) обеспечивает поддержание самостоятельного разряда при меньших напряженностях. Напряженность на поверхности провода в условиях развитой короны называется критической — $E_к$.

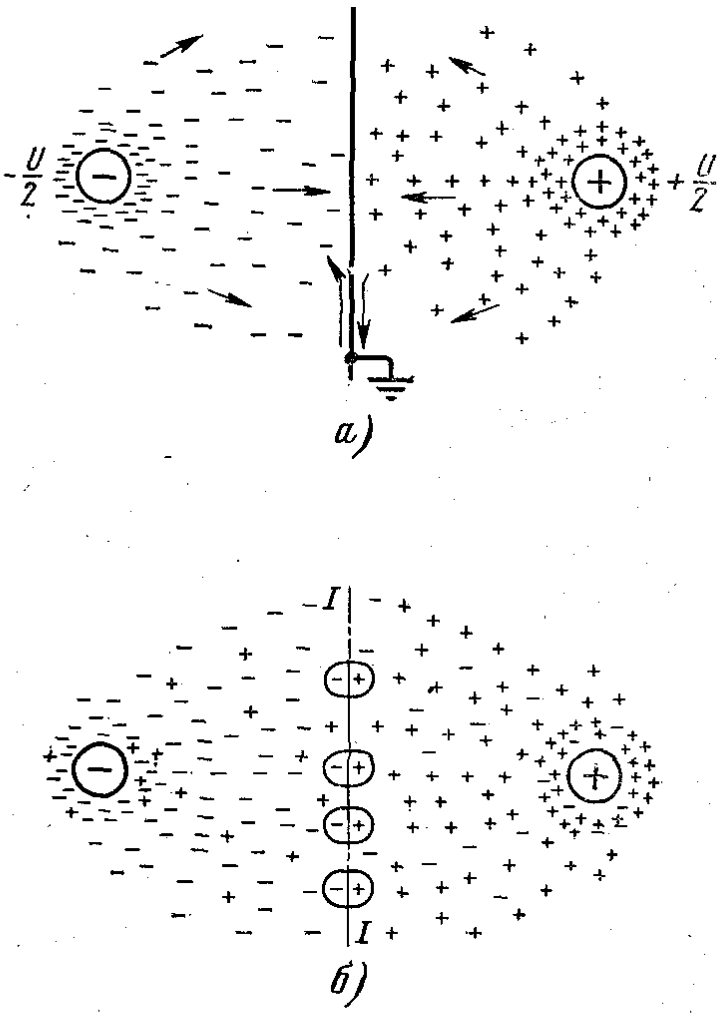


Рис. 3-2. Распределение объемного заряда униполярной (*а*) и биполярной (*б*) короны.

Для определения потерь энергии на корону при постоянном напряжении необходимо проанализировать движение объемного заряда во внешней зоне. Эта весьма сложная задача наиболее ус-

пешно решена в работах академика В. И. Попкова, который получил интегродифференциальное уравнение, численное решение которого позволяет получить вольт-амперную характеристику короны, т. е. зависимость среднего тока $I_{ср}$ от приложенного напряжения. Грубо приближенно эта характеристика может быть выражена уравнением

$$I_{ср} = GU(U - U_к), \qquad (3\text{-}3)$$

причем коэффициент G определяется геометрическими размерами линии, коэффициентами подвижности и рекомбинации ионов.

Из (3-3) следует, что зависимость $I_{ср}/U$ от напряжения представляет собой прямую линию, отсекающую на оси абсцисс отрезок, равный напряжению $U_к$. Эта зависимость обычно называется редуцированной характеристикой.

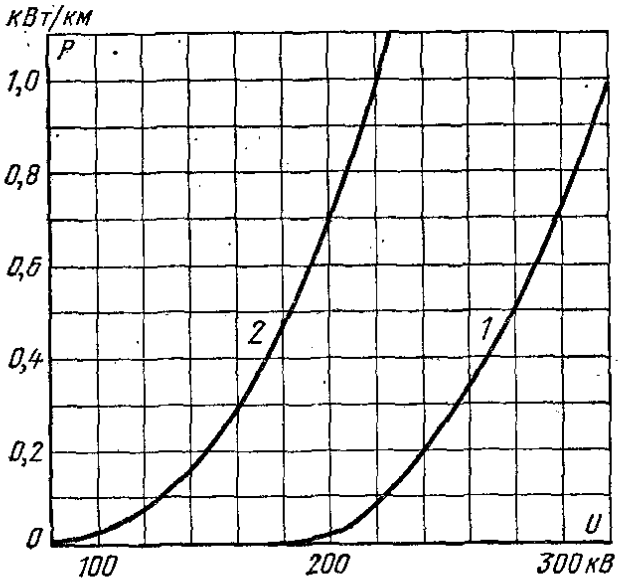


Рис. 3-3. Потери на корону при постоянном напряжении, провод диаметром 25 мм.

1 — хорошая погода (солнце); *2* — слабый дождь.

При напряжениях, близких к начальному, которое определяется по (3-1) или (3-2), экспериментальные данные хорошо согласуются с (3-3), а при меньших напряжениях существенно от нее отличаются. Это связано с тем, что по (3-1) определяют напряжение появления так называемой *общей короны*, которая в основном охватывает весь провод. При меньших напряжениях корона возникает только на отдельных наиболее крупных неровностях поверхности провода. Такая корона называется местной и начинается при напряжении $U_{0м} < U_0$. По мере увеличения напряжения количество очагов ионизации возрастает и местная корона постепенно переходит в общую. Формула (3-3) справедлива только для общей короны.

Потери энергии при общей короне равны:

$$P = I_{ср}U = GU^2(U - U_к) \qquad (3\text{-}4)$$

и очень быстро растут при увеличении напряжения. В качестве примера на рис. 3-3 показана полученная экспериментально зависимость потерь на корону от напряжения. Потери сильно зависят от погоды и резко увеличиваются в тех случаях, когда на поверхности провода оседают капли дождя или кристаллы льда, создающие дополнительные области повышенной напряженности поля. Так как условия погоды могут быть самыми разнообразными, это обстоятельство крайне затрудняет создание чисто теоретических методов расчета потерь на корону, и значение теоретического ана-

лиза заключается главным образом в установлении закономерностей, с помощью которых обобщаются данные, полученные из непосредственных измерений.

3-3. КОРОНА НА ПРОВОДАХ ПРИ ПЕРЕМЕННОМ НАПРЯЖЕНИИ

Анализ движения объемного заряда в пространстве между проводами при переменном напряжении показывает, что основная масса нерекомбинировавшего заряда совершает возвратно-поступательное движение в окрестности каждого провода, не удаляясь от него на расстояние, большее нескольких десятков сантиметров. Только очень небольшая доля объемного заряда проникает к соседним проводам. Это обстоятельство позволяет рассматривать процессы, происходящие вблизи проводов различных фаз, независимо друг от друга. Вследствие возвратно-поступательного характера движения зарядов отрицательные ионы, возникшие в отрицательный полупериод изменения напряжения, возвращаются в зону ионизации в положительный полупериод и, распадаясь, приводят к снижению напряженности поля у провода до критической.

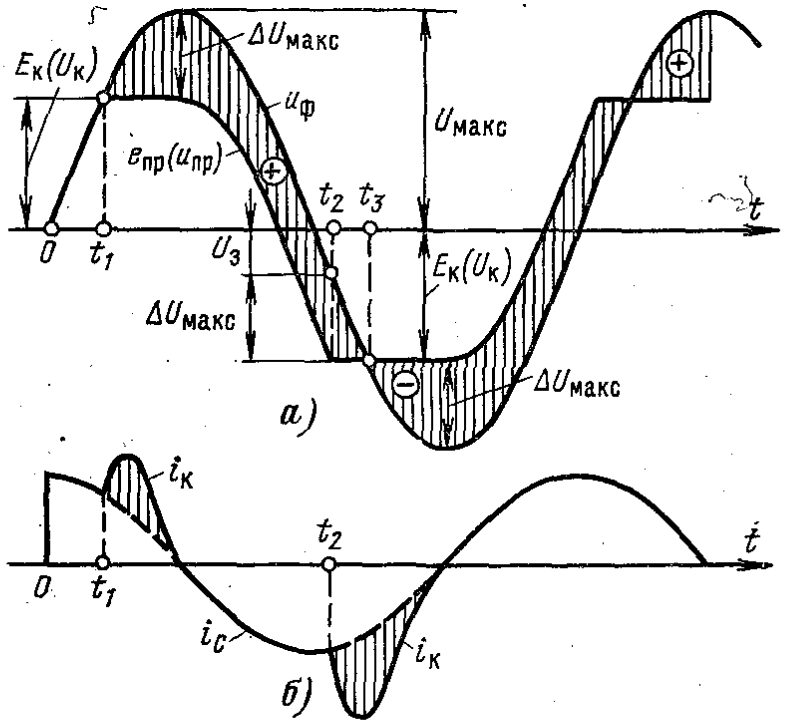


Рис. 3-4. Корона при переменном напряжении.
а — изменение во времени приложенного напряжения (u) и напряженности поля на поверхности провода ($e_{пр}$); *б* — емкостный ток i_C и ток короны $i_к$.

Рассмотрим изменение объемного заряда в окрестности одного из проводов и напряженности электрического поля на поверхности этого провода при синусоидальном напряжении источника. Допустим, что линия подключена к источнику в момент нуля напряжения. Показанная на рис. 3-4 синусоида в различных масштабах дает фазовое напряжение источника и напряженность поля на поверхности провода, которые связаны друг с другом зависимостью, справедливой при отсутствии короны:

$$e_{пр} = \frac{u_ф C}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r}, \qquad (3\text{-}5)$$

где C — рабочая емкость линии.

Корона на проводе зажигается в момент времени t_1, когда напряженность поля на поверхности провода станет равной mE_0. (Для упрощения изложения будем в дальнейшем считать, что критиче-

ская напряженность $E_к$ равна mE_0). Напряжение при этом равно $u_ф = U_к$. После зажигания короны в пространстве вокруг провода накапливается объемный заряд того же знака, что и заряд на проводе. Объемный заряд уменьшает напряженность поля на поверхности провода, причем, как и для короны при постоянном напряжении, в процессе горения короны напряженность поля на поверхности провода остается неизменной и равной $E_к$.

Таким образом, после зажигания короны кривые напряжения и напряженности поля расходятся. Напряжение продолжает изменяться по синусоиде, а напряженность поля остается неизменной. В связи с этим остается неизменным и заряд на проводе $q_{пр} = 2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r E_к$, а следовательно, и создаваемое этим зарядом напряжение $u_{пр} = q_{пр}/C$. Разница напряжений $\Delta u_{об} = u_ф - u_{пр}$ (на рис. 3-4 заштрихована) поддерживается объемным зарядом, который в процессе роста напряжения постепенно увеличивается и достигает $\Delta U_{макс}$.

Так как объемный заряд распределен в пространстве, суммарный заряд $q_\Sigma = q_{пр} + q_{об}$ оказывается существенно больше заряда $q = u_ф C$, который был бы на проводе при том же напряжении, если бы корона отсутствовала. Таким образом, возникновение короны сопровождается увеличением суммарного заряда и возрастанием емкости линии от обычной величины C (она часто называется «геометрической» емкостью) до эквивалентной емкости $C_э = q_\Sigma/u_ф$, которая с ростом напряжения возрастает в связи с постепенным удалением объемного заряда от коронирующего провода.

После того, как напряжение источника достигло максимума, общий заряд q_Σ должен начать уменьшаться. Так как заряд в объеме *является малоподвижным, в первую очередь будет уменьшаться* заряд на проводе. Это немедленно приведет к уменьшению напряженности поля и погасанию короны. Что касается объемного заряда, то первое время после максимума напряжения он будет продолжать удаляться от провода, затем начнет двигаться в обратном направлении, но это перемещение будет происходить настолько медленно, что в первом приближении и объемный заряд и создаваемое им напряжение могут считаться неизменными.

В следующий полупериод корона загорится тогда, когда абсолютная величина напряженности поля на поверхности провода снова станет равной $E_к$. Так как в этот момент в промежутке еще сохранился оставшийся от предыдущего полупериода объемный заряд противоположного знака, мгновенное значение напряжения ($U_з$) будет значительно меньше начального.

Из графика, приведенного на рис. 3-4, следует, что

$$U_к = U_з + \Delta U_{макс},$$

но так как $\Delta U_{макс} = U_{макс} - U_к$, то

$$U_з = 2U_к - U_{макс}. \qquad (3\text{-}6)$$

Следовательно, если амплитуда напряжения источника $U_{макс}$ более чем в 2 раза превышает напряжение зажигания короны, отри-

цательная корона может возникнуть еще в положительный полупериод ($U_з > 0$).

После зажигания короны в отрицательный полупериод вокруг провода образуется отрицательный объемный заряд, который постепенно компенсирует положительный заряд, оставшийся от предыдущего полупериода. К моменту $t_з$ положительный объемный заряд оказывается полностью скомпенсированным, а после достижения напряжением амплитудного значения избыточный отрицательный заряд становится численно равным максимальному заряду в предыдущий полупериод.

Далее процесс повторяется, и во все полупериоды, кроме первого, источник отдает линии двойной заряд $2q_{об}$, половина которого тратится на компенсацию заряда противоположной полярности.

На рис. 3-4, *б* приведена кривая изменения тока между проводами коронирующей линии. Во время горения короны ток значительно превышает емкостный ток $i_C = C\frac{du}{dt}$, определяемый геометрической емкостью линии и напряжением источника. Ток короны $i_к$ показан в виде гладкой кривой, однако в действительности, так же как и при постоянном напряжении, на эту гладкую кривую накладываются многочисленные кратковременные импульсы, особенно мощные в положительный полупериод, которые являются источником радиопомех.

Для теоретического определения потерь на корону при переменном напряжении необходимо исследовать движение ионов в пространстве между проводами и изменение суммарного заряда. Если бы была известна зависимость суммарного заряда от напряжения (вольт-кулоновая характеристика), то потери мощности на корону

$$P = \frac{1}{T}\int_0^T ui\,dt = \frac{1}{T}\oint u\,dq \qquad (3\text{-}7)$$

определялись бы площадью этой вольт-кулоновой характеристики. Такая попытка теоретического определения потерь на корону была предпринята немецким ученым Майром, который предложил использовавшуюся широко формулу, а также Хольмом и Залесским. Однако сильная зависимость потерь на корону от условий погоды, как уже указывалось, выдвигает на первый план экспериментальные методы.

Проводившиеся в последние годы эксперименты позволили установить, что потери на корону и радиопомехи в первую очередь зависят от максимальной напряженности поля на поверхности провода, которая при заданном напряжении определяется главным образом радиусом провода. Поэтому основным методом ограничения потерь на корону и радиопомех является увеличение радиуса провода. При очень высоких номинальных напряжениях пришлось бы применять провода чрезмерно большого сечения, в ряде случаев

превышающего сечение провода, выбранное из условия передачи по линии заданной мощности.

Экономическое решение можно получить посредством применения так называемых *расширенных проводов*. Это провода достаточно большого диаметра, обеспечивающего необходимое снижение напряженности электрического поля на их поверхность. Для сохранения заданного сечения токоведущей части расширенные провода делаются полыми или заполняются непроводящей массой, например бумагой.

Другое решение, широко используемое у нас в стране, состоит в применении *расщепленных проводов*. Некоторые характеристики этих проводов будут рассмотрены в следующем параграфе.

3-4. РАСЩЕПЛЕННЫЕ ПРОВОДА

Для уменьшения потерь на корону вместо одного провода в фазе можно применить пучок проводников, находящихся друг от друга на расстоянии нескольких десятков сантиметров. Такой пучок параллельно соединенных проводников называется *расщепленным проводом*.

С целью определения напряженности поля на поверхности отдельных проводников расщепленной фазы рассмотрим двухпроводную линию переменного тока, каждая фаза которой расщеплена на два провода (рис. 3-5). Влияние земли пока не учитываем.

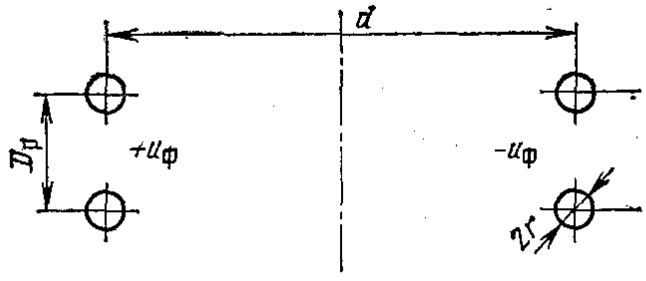


Рис. 3-5. Двухфазная линия с двойным расщеплением фазы.

Так как провода каждой фазы расположены симметрично, на них будут находиться одинаковые заряды q, так что связь напряжения $u_ф$ относительно плоскости нулевого потенциала с зарядами q будет определяться одним уравнением

$$u_ф = q\,(\alpha_{11} + \alpha_{12}),$$

причем с учетом обозначений, принятых на рис. 3-5, потенциальные коэффициенты равны:

$$\alpha_{11} = \frac{1}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0} \ln\frac{d}{r};\quad \alpha_{12} \approx \frac{1}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0} \ln\frac{d}{D_p},$$

так как $D_p \ll d$.

Следовательно,

$$u_ф = \frac{q}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0}\left(\ln\frac{d}{r} + \ln\frac{d}{D_p}\right) = \frac{2q}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0} \ln\frac{d}{\sqrt{rD_p}}, \qquad (3\text{-}8)$$

и емкость линии с двойным расщеплением проводов фазы

$$C = \frac{2q}{u_ф} = \frac{2\pi\varepsilon\varepsilon_0}{\ln\dfrac{d}{r_э}}, \qquad (3\text{-}9)$$

где $r_э = \sqrt{rD_p}$ — эквивалентный радиус расщепленного провода.

Формула (3-9) пригодна и для трехфазных линий при расщеплении фазы на произвольное число проводов. В этом случае в качестве d следует брать среднее геометрическое расстояние между фазами. Например, при горизонтальном расположении проводов с расстоянием a между соседними фазами

$$d = \sqrt[3]{2a^3} \approx 1{,}26a. \quad (3\text{-}10)$$

Однако для этого случая (3-9) дает приближенное значение емкости крайних фаз, а емкость средней фазы будет примерно на 5% больше. Для более точного определения емкостей отдельных фаз линии с горизонтальным расположением проводов можно воспользоваться графиками рис. 3-6, которые построены с учетом влияния земли, причем средняя емкость C определена по (3-9).

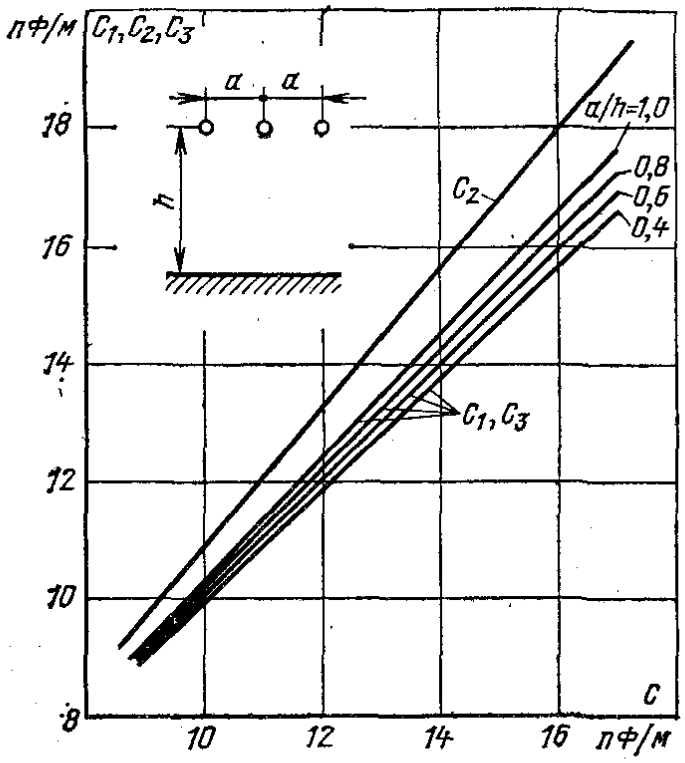


Рис. 3-6. Рабочие емкости крайних (C_1, C_3) и средней (C_2) фазы трехфазной линии с горизонтальным расположением проводов.

При расщеплении на n проводов эквивалентный радиус

$$r_э = \sqrt{rD_1D_2 \dots D_{n-1}}, \quad (3\text{-}11)$$

где $D_1 \dots D_{n-1}$ — расстояния от одного из проводов до всех остальных проводов фазы.

При числе проводов расщепленной фазы больше двух они, как правило, располагаются в вершинах правильного многоугольника с радиусом описанной окружности $r_р$, который называется *радиусом расщепления*. В этом случае эквивалентный радиус расщепленного провода может вычисляться по формуле

$$r_э = \sqrt[n]{nr r_р^{n-1}}. \quad (3\text{-}12)$$

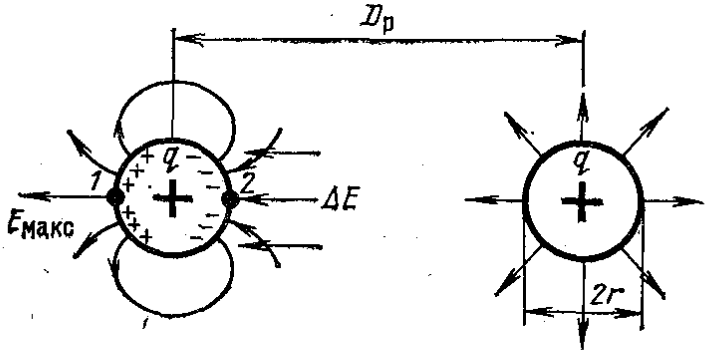


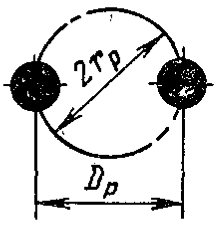
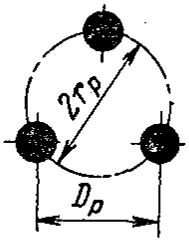
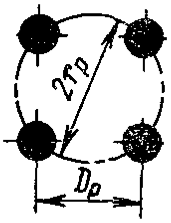
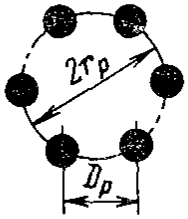
Рис. 3-7. К определению напряженности поля на поверхности провода расщепленной фазы.

Формулы для расчета эквивалентных радиусов наиболее распространенных типов расщепленных проводов приведены в табл. 3-1.

Рассмотрим еще раз фазу, расщепленную на два провода (рис. 3-7), на каждом из которых расположен заряд q. Применяя метод наложения, напряженность поля на поверхности каждого провода можно получить сложением напряженностей полей, создаваемых зарядом данного провода и зарядом соседнего провода.

Таблица 3-1

Эквивалентные радиусы и коэффициент усиления поля для некоторых типов расщепленных проводов

Характеристика провода	Эскиз расщепленного провода			
				
Число проводов в фазе	2	3	4	6
Радиус расщепления $r_р$	$\frac{D_р}{2}$	$\frac{D_р}{\sqrt{3}}$	$\frac{\sqrt{2}}{2}D_р$	$D_р$
Эквивалентный радиус $r_э$	$\sqrt{rD_р}$	$\sqrt[3]{rD_р^2}$	$\sqrt[8]{2}\sqrt[4]{rD_р^3}$	$\sqrt[6]{6}\sqrt[6]{rD_р^5}$
$k_у = \frac{E_{макс}}{E_{ср}}$	$1+2\frac{r}{D_р}$	$1+2\sqrt{3}\frac{r}{D_р}$	$1+3\sqrt{2}\frac{r}{D_р}$	$1+5\frac{r}{D_р}$

Электрическое поле собственного заряда q является радиальным и в каждой точке поверхности создает напряженность, по абсолютной величине равную

$$E_{ср} = \frac{q}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r}. \qquad (3\text{-}13)$$

Электрическое поле соседнего провода также является радиальным, но так как $D_р \gg r$, в пределах рассматриваемого провода его можно приближенно считать однородным с напряженностью

$$\Delta E = \frac{q}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 D_р} = E_{ср}\frac{r}{D_р}. \qquad (3\text{-}14)$$

Из курса теоретических основ электротехники известно, что в металлическом цилиндре, помещенном во внешнее однородное поле с напряженностью ΔE, происходит смещение зарядов, в результате чего электрическое поле внутри цилиндров полностью компенсируется, а в точках *1* и *2* на его поверхности напряженность поля удваивается, т. е. становится равной $2\Delta E$. Если учесть показанное на рис. 3-7 направление векторов напряженности поля, то очевидно, что в точке *1* результирующая напряженность поля максимальна:

$$E_{макс} = E_{ср} + 2\Delta E = E_{ср}\left(1 + \frac{2r}{D_р}\right), \qquad (3\text{-}15)$$

а в точке 2 — минимальна:

$$E_{\text{мин}} = E_{\text{ср}}\left(1 - \frac{2r}{D_{\text{р}}}\right).$$

Аналогичным путем можно найти максимальные напряженности поля при произвольном числе n проводов в фазе. В общем случае коэффициент усиления поля $k_{\text{у}} = E_{\text{макс}}/E_{\text{ср}}$ оказывается равным:

$$k_{\text{у}} = 1 + (n-1)\, r/r_{\text{р}}. \qquad (3\text{-}16)$$

Проанализируем формулу для максимальной напряженности поля на примере фазы, расщепленной на три провода:

$$E_{\text{макс}} = \frac{U_{\text{ф}}}{3r \ln \dfrac{d}{\sqrt{rD_{\text{р}}^2}}}\left(1 + 2\sqrt{3}\, r/D_{\text{р}}\right). \qquad (3\text{-}17)$$

Из этой формулы видно, что увеличение расстояния $D_{\text{р}}$ между проводами расщепленной фазы, с одной стороны, увеличивает емкость линии, а следовательно, и среднюю напряженность поля на поверхности провода (первый сомножитель), а с другой стороны, уменьшает степень неравномерности распределения напряженности поля по поверхности провода (выражение в скобках). Поэтому должно существовать определенное оптимальное расстояние $D_{\text{опт}}$, при котором $E_{\text{макс}}$ имеет наименьшее значение. То же самое будет иметь место и при расщеплении фазы на произвольное число проводов.

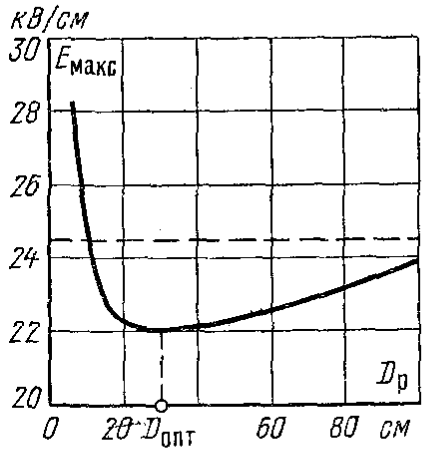


Рис. 3-8. Зависимость амплитуды максимальной напряженности поля $E_{\text{макс}}$ от расстояния $D_{\text{р}}$ между проводами расщепленной фазы для линии 500 кВ (провод 3×АСО-480).

В качестве примера на рис. 3-8 показано изменение максимальной напряженности поля при изменении расстояния $D_{\text{р}}$ для фазы линии 500 кВ, состоящей из трех проводов марки АСО-480 (радиус провода $r = 1{,}51$ см). Среднее геометрическое расстояние между фазами этой линии $d = 1{,}26 \cdot 10{,}5 = 13{,}2$ м. Как видно из графика, наименьшее значение $E_{\text{макс}} = 22{,}1$ кВ/см, в то время как напряженность поля на поверхности одиночного провода того же суммарного сечения $3 \times 480 = 1440$ мм^2 (радиус провода около 2,7 см) была бы равна 24,5 кВ/см, т. е. на 10% выше (пунктир на рис. 3-8).

На практике расстояние между проводами расщепленной фазы принимают несколько больше $D_{\text{опт}}$. В частности, на линиях 500 кВ в Советском Союзе принято $D_{\text{р}} = 40$ см. Некоторое увеличение $D_{\text{р}}$ по сравнению с оптимальным приводит к незначительному увеличению напряженности поля, но дает существенное уменьшение индуктивности линии, а следовательно, и увеличение предельной передаваемой мощности.

Обработка результатов измерения потерь на корону при переменном напряжении показывает, что отношение мощности потерь к напряжению P/U приблизительно линейно зависит от напряжения (рис. 3-9). Отклонения от этой прямой имеют место только в области малых напряжений. Пересечение этой прямой с осью абсцисс происходит при критическом напряжении $U_к$, соответствующем критической напряженности, кВ/см:

$$E_к = 23{,}3m\delta\left[1 + \frac{0{,}62}{(r\delta)^{0{,}38}}\right]. \quad (3\text{-}18)$$

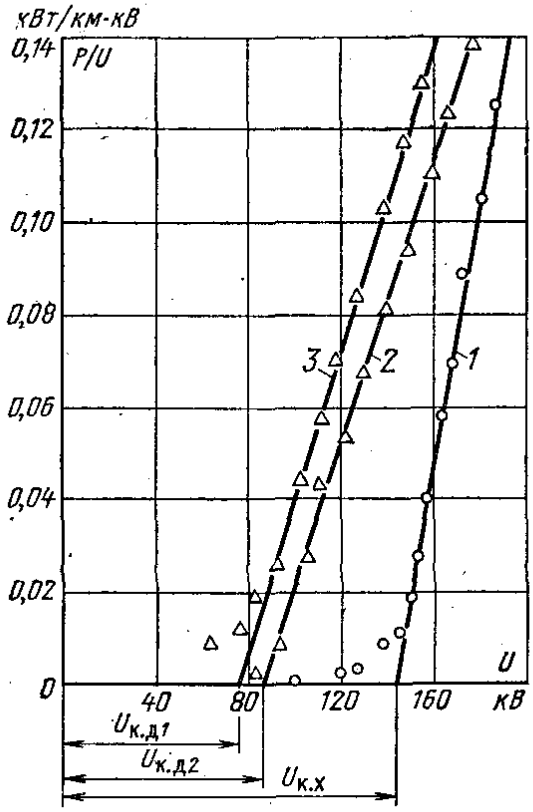


Рис. 3-9. Зависимость потерь на корону от действующего напряжения. Провод АСО-150 (по данным В. И. Левитова).

1 — хорошая погода; *2* — дождь с интенсивностью 1 мм/ч; *3* — дождь с интенсивностью 36 мм/ч.

Из рис. 3-9 следует, что при дожде происходит дальнейшее снижение критического напряжения $U_к$, т. е. дождь приводит как бы к увеличению «шероховатости» провода и снижению коэффициента гладкости m, а следовательно, и к возрастанию потерь на корону.

Потери на корону увеличиваются не только при дожде, но и при других атмосферных условиях, связанных с оседанием на поверхности капель воды или кристаллов льда. При расчете потерь на корону в настоящее время принято различать следующие виды погоды:

хорошая погода. При этом поверхность провода остается сухой и чистой. Однако к хорошей погоде относят обычно и условия повышенной влажности воздуха, при которой на холодном проводе может конденсироваться влага. Хотя провода линии, находящейся под нагрузкой, нагреваются рабочими токами, благодаря чему конденсация влаги делается гораздо менее вероятной, измерения на действующих линиях обнаружили повышенные потери при повышенной влажности воздуха. Поэтому для хорошей погоды целесообразно принимать коэффициент гладкости, близкий к нижнему пределу возможных значений, т. е. примерно 0,85;

туман сопровождается довольно интенсивным оседанием капелек воды на поверхности провода. Коэффициент гладкости при тумане примерно равен 0,7;

иней, *гололед*, *изморозь* приводят к образованию на поверхности провода кристаллов льда, имеющих форму иголок, которые сильно искажают электрическое поле. Коэффициент гладкости примерно равен 0,6;

дождь и мокрый снег приводят к существенному увеличению потерь на корону, которые зависят от интенсивности осадков. Средняя интенсивность осадков, мм/ч, $J_д = H_д/h_д$, где $H_д$ — общее количество осадков, выпавших за год (мм), $h_д$ — общая продолжительность осадков в год, ч. Приближенная зависимость коэффициента гладкости m от средней интенсивности дождя (или мокрого снега) показана на рис. 3-10;

сухой снег приводит к более сильному искажению электрического поля, чем дождь или мокрый снег той же интенсивности. Капельки дождя растекаются по поверхности провода, поэтому наибольшее искажение поля имеет место на нижней поверхности провода, где происходит отрыв капель. При сухом снеге напряженность поля может усиливаться по всей поверхности провода. Потери энергии на корону при сухом снеге изучены гораздо меньше, чем при дожде. В качестве первого приближения зависимость коэффициента гладкости от интенсивности сухого снега может оцениваться по кривой, приведенной на рис. 3-10, но по оси абсцисс следует откладывать утроенное значение средней интенсивности ($3J_{сн} = 3H_{сн}/h_{сн}$).

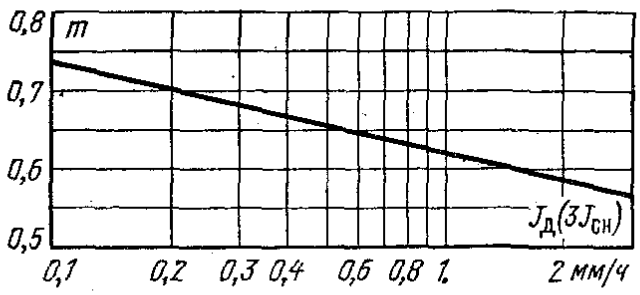


Рис. 3-10. Зависимость коэффициента гладкости m от средней интенсивности дождя $J_д$ или сухого снега $J_{сн}$.

Совершенно естественно, что такое разделение всего многообразия атмосферных условий на пять видов погоды является грубым приближением и не учитывает ряд деталей. В частности, некоторые наблюдения показывают, что при возникновении дождя потери на корону сначала резко возрастают, а в дальнейшем заметно падают даже при неизменной интенсивности дождя. Это явление объясняется тем, что на проводе в начале дождя возникают отдельные изолированные друг от друга капельки воды, на поверхности которых напряженность поля сильно возрастает. В дальнейшем эти капельки воды сливаются друг с другом, шероховатость провода уменьшается и потери падают. Хорошо известно также явление «старения» провода, которое заключается в том, что при первом включении вновь построенной линии потери на корону всегда особенно велики, а с течением времени (месяцы) они постепенно уменьшаются до установившегося значения. Повышенные потери на новых линиях объясняются повреждением поверхности провода, когда его протаскивают по земле при подвеске на опоры. Образовавшиеся при этом мелкие заусеницы являются очагами интенсивной местной короны, но за счет нагревания токами короны в присутствии образующихся при ионизации активных газов (атомарный кислород, озон, окись азота) постепенно разрушаются, благодаря чему потери на корону стабилизируются. Из этих примеров следует, что даже при одних и тех же условиях погоды потери на корону

могут быть существенно различными, поэтому любые расчеты потерь на корону могут дать лишь средние величины.

Теоретические и экспериментальные исследования проф. *В. И. Левитова* позволили установить, что потери на корону, кВт/км·фаза, для каждого из перечисленных выше видов погоды могут оцениваться по формуле

$$P = 350\omega \frac{C^2}{C_э - C} U_к^2 F(U_ф/U_к), \qquad (3\text{-}19)$$

где $U_к$ — критическое напряжение короны для данного вида погоды, кВ; $U_ф$ — амплитуда фазного напряжения линии, кВ; C — рабочая емкость той фазы линии, для которой определяются потери, Ф/км; $C_э$ — эквивалентная емкость объемного заряда короны, Ф/км, которая определяется как

$$C_э = \frac{2\pi\varepsilon\varepsilon_0}{\ln \dfrac{\sqrt{r_р^2 + 2{,}5kCU_к/\delta\varepsilon\varepsilon_0\omega}}{r_э}}, \qquad (3\text{-}20)$$

где $r_э$ — эквивалентный радиус расщепленного провода, см; $r_р$ — радиус расщепления, см; для одиночных проводов вместо $r_р$ и $r_э$ подставляется радиус провода r; k — подвижность ионов, которая для тумана, дождя, мокрого и сухого снега принимается равной 1100 см²/кВ·с, а для хорошей погоды, инея, гололеда и изморози — 2200 см²/кВ·с; δ — относительная плотность воздуха; $\varepsilon\varepsilon_0 = 8{,}85 \cdot 10^{-9}$ Ф/км — диэлектрическая проницаемость воздуха.

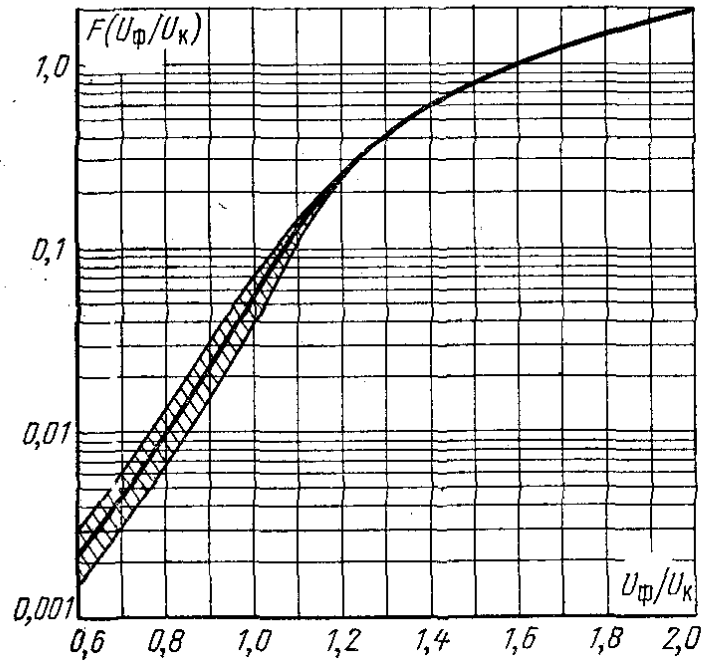


Рис. 3-11. Функция $F\left(\frac{U_ф}{U_к}\right)$ в формуле для определения потерь на корону (3-19).

Эксперименты показывают, что функция $F(U_ф/U_к)$ (рис. 3-11) в первом приближении является универсальной для всех видов погоды и конструкций линий, причем разбросы имеют место главным образом при малых значениях отношения $U_ф/U_к$ (на графике зона разбросов экспериментальных значений заштрихована).

Определение среднегодовых потерь энергии на корону целесообразно проводить в следующей последовательности [1].

По данным предыдущего параграфа и известным геометрическим характеристикам линии определяются рабочие емкости C_i всех

[1] Излагаемая методика расчета является упрощенным вариантом метода, предложенного проф. В. И. Левитовым.

фаз линии ($i = 1, 2, 3$), а также радиус расщепления $r_р$ и эквивалентный радиус $r_э$.

По метеорологическим данным для района, в котором проходит линия электропередачи, определяются продолжительности всех видов погоды — хорошей погоды ($h_{х.п}$), дождя и мокрого снега ($h_д$), тумана ($h_т$), инея, гололеда и изморози ($h_и$) и сухого снега ($h_{сн}$), а также средняя интенсивность дождя и мокрого снега $J_д = H_д/h_д$ и средняя интенсивность сухого снега $J_{сн} = H_{сн}/h_{сн}$.

После этого, используя (3-18), (3-16), табл. 3-1 для каждой фазы и для каждого вида погоды, можно определить критические напряжения

$$U_{кi} = \frac{2\pi\varepsilon\varepsilon_0 n r E_к}{k_у C_i}. \qquad (3\text{-}21)$$

Далее по (3-20) и по кривой, приведенной на рис. 3-11, определяются соответственно значение $C_э$ и функции $F(U_ф/U_к)$ для каждой фазы и каждого вида погоды. По (3-19) вычисляется мощность потерь для каждой фазы и каждого вида погоды, после чего находятся суммарные мощности потерь $P_{х.п}$, $P_т$, $P_и$, $P_д$, $P_{сн}$ (сумма потерь всех трех фаз).

Потери на корону на 1 км линии за 1 год равны:

$$A = P_{х.п}h_{х.п} + P_т h_т + P_и h_и + P_д h_д + P_{сн}h_{сн}, \qquad (3\text{-}22)$$

причем $\Sigma h = 8760$ ч.

Средняя за год мощность потерь на корону равна:

$$P_{ср} = A/8760.$$

3-6. РАДИОПОМЕХИ, СОЗДАВАЕМЫЕ КОРОННЫМ РАЗРЯДОМ НА ПРОВОДАХ

Как указывалось в начале главы, ток короны в каждом очаге ионизации состоит из ряда кратковременных импульсов, наиболее мощные из которых связаны с образованием стримеров в чехле короны. В линиях электропередачи все эти радиальные коронные токи складываются и создают некоторый продольный ток, проходящий по проводам линии и замыкающийся через источник. Так как и радиальный и продольный токи содержат очень высокие частоты, коронный разряд на линии сопровождается электромагнитным излучением, часть спектра которого находится в диапазоне от 0,15 до 100 МГц.

Расчеты показывают, что даже непосредственно под проводами линии высокочастотное электромагнитное поле в основном создается током в проводах, так как излучение радиального тока очень быстро затухает по мере удаления от очага ионизации. Поэтому все теоретические работы по радиопомехам посвящены анализу распространения коронного тока вдоль линии и возникающего при этом электромагнитного поля.

Интенсивность электромагнитного излучения линии характеризуется величиной вертикальной составляющей напряженности электрического поля E вблизи поверхности земли, так как она определяет напряжение, создаваемое на антеннах радиоприемников, а следовательно, и радиопомехи. Изменение напряженности электрического поля от E_1 до E_2 обычно характеризуется величиной Y, дБ, причем

$$Y = 20 \lg E_2/E_1. \qquad (3\text{-}23)$$

В качестве исходной величины E_1 часто принимают $E_1 =$ $= 1$ мкВ/м, тогда $Y = 20 \lg E_2$, где E_2 берется также в микровольтах на метр.

Измерения на опытных пролетах и действующих линиях электропередачи позволили установить, что излучение коронного разряда имеет широкий частотный спектр, причем с увеличением частоты интенсивность излучения монотонно убывает (рис. 3-12).

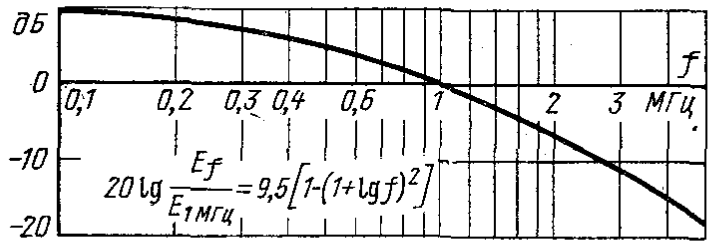


Рис. 3-12. Относительная интенсивность радиопомех, создаваемых коронирующей линией при различных частотах, относительно уровня помех при частоте 1 МГц (по данным ВНИИЭ).

Для того чтобы обеспечить уверенный прием радиопередач, наводимое на антенне напряжение полезного сигнала должно превышать напряжение помех не менее чем в 20 раз, т. е. на 26 дБ. На основании этого условия с учетом уровня радиосигналов на территории страны в различных странах мира разработаны нормы допустимых уровней высокочастотных и радиопомех, создаваемых промышленными установками. Так как интенсивность полезного сигнала также падает с ростом частоты, для разных частотных диапазонов устанавливаются различные допустимые напряженности электрического поля, мкВ/м или дБ, относительно уровня 1 мкВ/м. Так, в нашей стране установлен допустимый уровень радиопомех на расстоянии 50 м от линии электропередачи (табл. 3-2).

Таблица 3-2

Допустимые уровни радиопомех

Уровень помех	Диапазон частот, МГц		
	0,15—0,5	0,5—2,5	2,5—20
$E_{доп}$, мкВ/м	100	50	20
$У_{доп}$, дБ, относительно уровня 1 мкВ/м	40	34	26

Так как изменение с частотой допустимого уровня радиопомех в общем согласуется с изменением интенсивности излучения коронирующей линии, обычно достаточно проводить расчеты только

для одной частоты. В настоящее время расчеты радиопомех и основные измерения их интенсивности проводятся при частоте 1 МГц, при которой допустимый уровень составляет 50 мкВ/м, или 34 дБ.

Так же как и потери на корону, радиопомехи сильно зависят от условий погоды. Так как экспериментальных данных по радиопомехам пока недостаточно, при их анализе приходится ограничиваться только двумя видами погоды. При этом под плохой погодой понимаются дождь, сухой и мокрый снег, гололед, изморозь и иней, а под хорошей погодой — все остальные атмосферные условия, в том числе и туман.

На основании данных ВНИИЭ можно приближенно положить, что средний уровень радиопомех в плохую погоду $\bar{Y}_{пл}$ превышает средний уровень радиопомех в хорошую погоду $\bar{Y}_{х}$ приблизительно на 7 дБ, т. е.

$$\bar{Y}_{пл} = \bar{Y}_{х} + 7. \qquad (3\text{-}24)$$

Так как разделение атмосферных условий только на два вида погоды является весьма грубым, действительные помехи могут значительно отличаться от средних. Обработка экспериментальных данных показывает, что эти отклонения подчиняются нормальному закону с плотностью вероятности

$$f(Y) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(Y-\bar{Y})^2}{2\sigma^2}}, \qquad (3\text{-}25)$$

причем среднее квадратическое отклонение σ примерно равно 5 дБ.

Статистический характер интенсивности радиопомех требует соответствующего подхода и к определению их допустимого уровня. В настоящее время принято считать, что линия электропередачи не будет оказывать существенного мешающего влияния на радиоприем, если на расстоянии 50 м от линии уровень радиопомех будет превышать нормированную величину не более чем в течение 438 ч в году (т. е. в течение 5% всего времени).

Если обозначить $h_{пл}$ — число часов плохой погоды, $h_{х}$ — число часов хорошей погоды ($h_{пл} + h_{х} = 8760$), $Y_{н}$ — нормированный уровень радиопомех ($Y_{н} = 34$ дБ), сформулированное выше условие с учетом (3-24) и (3-25) может быть записано следующим образом [1]:

$$\frac{h_{х}}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{Y_{н}}^{\infty} e^{-(Y-\bar{Y}_{х})^2/2\sigma^2}\, dY + \frac{h_{пл}}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{Y_{н}}^{\infty} e^{-(Y-Y_{х}-7)^2/2\sigma^2}\, dY \leqslant 0{,}05 \cdot 8760,$$

или

$$(1-h^{*}_{пл})\left[1-\Phi\left(\frac{Y_{н}-\bar{Y}_{х}}{\sigma}\right)\right] + h^{*}_{пл}\left[1-\Phi\left(\frac{Y_{н}-\bar{Y}_{х}-7}{\sigma}\right)\right] \leqslant 0{,}1, \qquad (3\text{-}26)$$

[1] Излагаемый метод расчета радиопомех является несколько упрощенным вариантом метода, предложенного Э. Н. Журавлевым (ВНИИЭ).

где $h^*_{пл} = h_{пл}/8760$ — относительная продолжительность плохой погоды; $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^x e^{-t^2/2}\, dt$ — функция Лапласа, которая определяется по таблицам.

Расчеты по (3-26) позволяют построить зависимость допустимого среднего уровня радиопомех в хорошую погоду $\bar{Y}_{х.\,доп}$ от относительной продолжительности плохой погоды $h^*_{пл}$ (рис. 3-13).

Теоретический анализ, проведенный в ЛПИ, и обработка экспериментальных данных, которая была осуществлена во ВНИИЭ, позволили получить зависимость интенсивности радиопомех в хорошую погоду от максимальной напряженности электрического поля на поверхности провода и радиуса провода. Приближенно эта зависимость выражается формулой

$$\frac{30 - \bar{Y}_х}{100} = \frac{28{,}4 - E_{макс}}{E_0} - 0{,}5\,\frac{\sqrt{r} - 1{,}12}{\sqrt{r}}, \qquad (3\text{-}27)$$

где r — радиус провода, см; $E_{макс} = \frac{U_ф C k_у}{n \cdot 2\pi\varepsilon\varepsilon_0 r}$ — амплитуда максимальной напряженности поля на поверхности провода, кВ/см; E_0 — начальная напряженность поля для идеально гладкого провода того же радиуса, кВ/см.

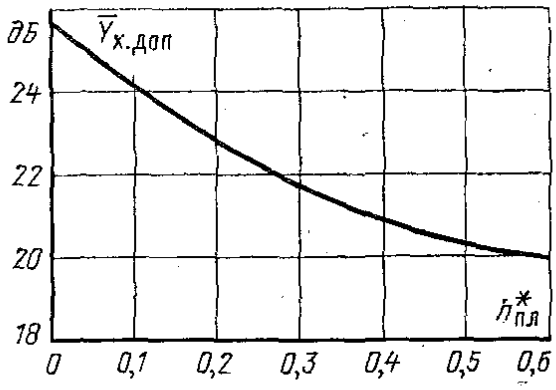


Рис. 3-13. Зависимость допустимого среднего уровня радиопомех в хорошую погоду от относительной продолжительности плохой погоды.

На основании (3-27) и графика рис. 3-13 нетрудно построить зависимость допустимой с точки зрения радиопомех максимальной напряженности поля на поверхности провода от радиуса провода для различных условий погоды (различных $h^*_{пл}$). Такие зависимости построены на рис. 3-14 для $\bar{Y}_н = 34$ дБ (сплошные линии) и $\bar{Y}_н = 40$ дБ (пунктир) в предположении, что в течение всего года относительная плотность воздуха $\delta = 1$.

Как видно из графиков, приведенных на рис. 3-14, допустимая напряженность поля на поверхности провода при увеличении радиуса провода существенно уменьшается. В предыдущем параграфе было показано, что потери на корону также в основном определяются максимальной напряженностью поля на поверхности провода $U_ф/U_к = E_{макс}/E_к$. Определить допустимую напряженность поля с точки зрения потерь на корону в общем виде невозможно, так как допустимая величина потерь определяется экономическим расчетом, проводимым для каждой линии отдельно. Если приближенно считать, что потери на корону должны составлять определенную долю от потерь на нагрев проводов, то допустимые потери на корону должны расти пропорционально радиусу провода. В соответствии с этим и допустимая напряженность поля должна воз-

растать при увеличении радиуса провода, хотя и значительно более медленно. Поэтому с ростом номинального напряжения, а следовательно, и радиуса проводов относительное значение радиопомех увеличивается, и при очень высоких номинальных напряжениях именно они могут стать определяющими.

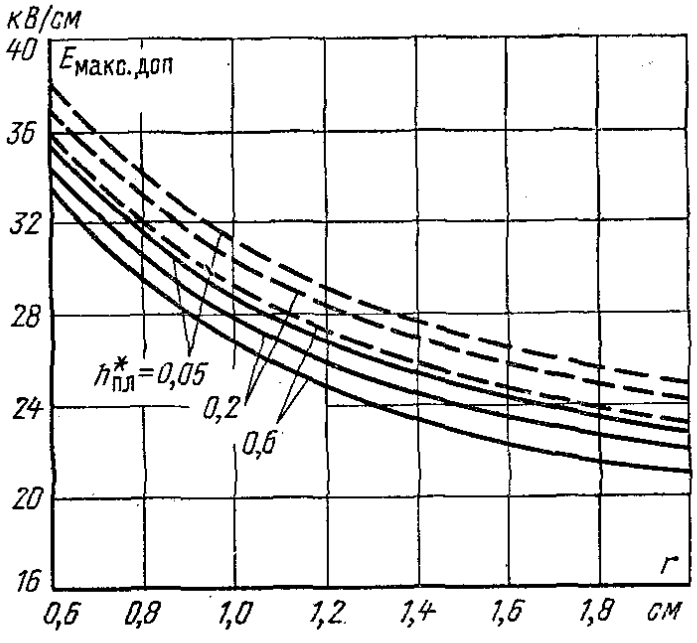


Рис. 3-14. Допустимые по радиопомехам амплитуды максимальной напряженности.

В связи с этим следует отметить, что существующие нормы на допустимые уровни радиопомех, по всей вероятности, являются чрезмерно жесткими. Во всяком случае имеется ряд линий, работающих при напряженностях, несколько более высоких, чем указанные на рис. 3-14, и существенных помех радиоприему в окрестности этих линий не наблюдается. По-видимому, целесообразно было бы увеличить допустимый уровень радиопомех на расстоянии 50 м от линии до 100 мкВ/м (40 дБ), что соответствует уровню в 50 мкВ/м на расстоянии приблизительно 100 м от линии. В этом случае допустимые напряженности поля на поверхности провода существенно возрастают, как показано на рис. 3-14 пунктиром.

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

РАЗРЯД В ВОЗДУХЕ ВДОЛЬ ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДОГО ДИЭЛЕКТРИКА

4-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Внесение твердого диэлектрика в воздушный промежуток может существенно изменять условия и даже механизм развития разряда. При этом величина разрядного напряжения, как правило, снижается и зависит уже не только от плотности воздуха и формы электрического поля, но еще и от свойств твердого диэлектрика, состояния его поверхности и расположения ее относительно силовых линий поля.

Для изучения общих закономерностей развития разрядов вдоль поверхностей твердого диэлектрика, необходимых для рационального конструирования изоляторов, используют простейшие изоляционные конструкции с однородными и резконеоднородными полями и с разным положением и состоянием поверхности твердого диэлектрика. Так, важнейшие особенности разряда вдоль *чистой* и *сухой*

поверхности изолятора можно проследить на примере конструкций, показанных на рис. 4-1, *а—в*. Первая из них — с однородным электрическим полем — редко встречается в реальных установках, однако удобна для изучения влияния ряда факторов на разрядное напряжение.

Конструкции с резконеоднородными полями по рис. 4-1, *б* и *в* представляют собой соответственно простейшие опорный и проходной изоляторы и встречаются в других изоляционных конструкциях. Они различаются прежде всего расположением поверхности относительно силовых линий поля. В конструкции, изображенной

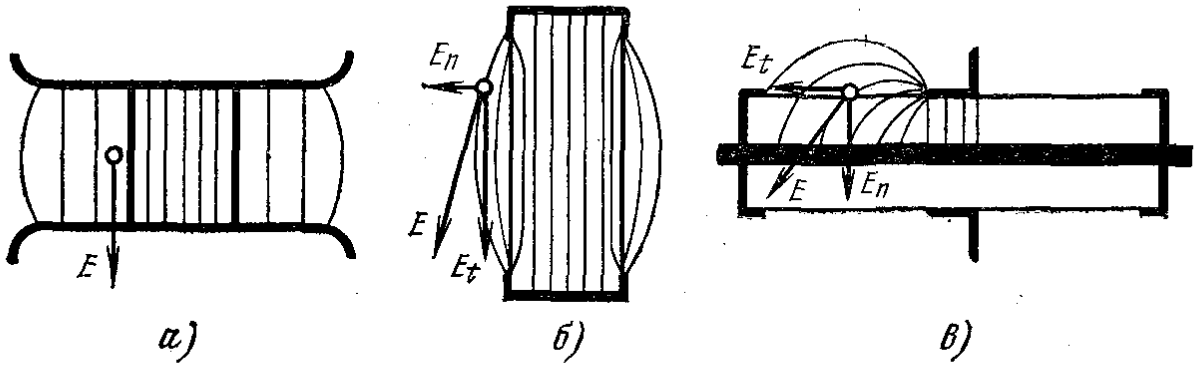


Рис. 4-1. Характерные конструкции воздушных промежутков с твердым диэлектриком.

на рис. 4-1, *б*, во всех точках поверхности твердого диэлектрика тангенциальная составляющая напряженности, направленная вдоль поверхности, преобладает над нормальной составляющей. В другом случае (рис. 4-1, *в*), наоборот, нормальная составляющая напряженности у поверхности твердого диэлектрика больше тангенциальной. Кроме того, в этом случае канал разряда, развивающегося по поверхности, имеет значительно большую емкость относительно другого электрода, что существенно влияет на разрядное напряжение.

Специфический механизм развития разряда вдоль *смоченной дождем* или *загрязненной* и *увлажненной* поверхности изолятора удобно изучать на конструкции по рис. 4-1, *б* с гладкой или сложной поверхностью твердого диэлектрика.

4-2. РАЗРЯД ВДОЛЬ ПОВЕРХНОСТИ В ОДНОРОДНОМ ПОЛЕ

В присутствии диэлектрика, расположенного, как показано на рис. 4-1, *а*, электрическое поле, казалось бы, остается однородным. Поэтому естественно предположить, что пробой такого промежутка может произойти в любом месте, а разрядное напряжение будет таким же, как и для чисто воздушного промежутка. Однако в воздухе разряд всегда развивается вдоль поверхности диэлектрика и при напряжении, более низком, чем в чисто воздушном промежутке.

Экспериментально установлено, что значительную роль в снижении разрядных напряжений играет адсорбированная на поверхности диэлектрика влага. Как видно из рис. 4-2, материалы, обла-

дающие высокой гигроскопичностью (стекло,.бакелизированная бумага), дают большее снижение разрядных напряжений, чем малогигроскопичные материалы (винипласт, парафин). При этом сущест-

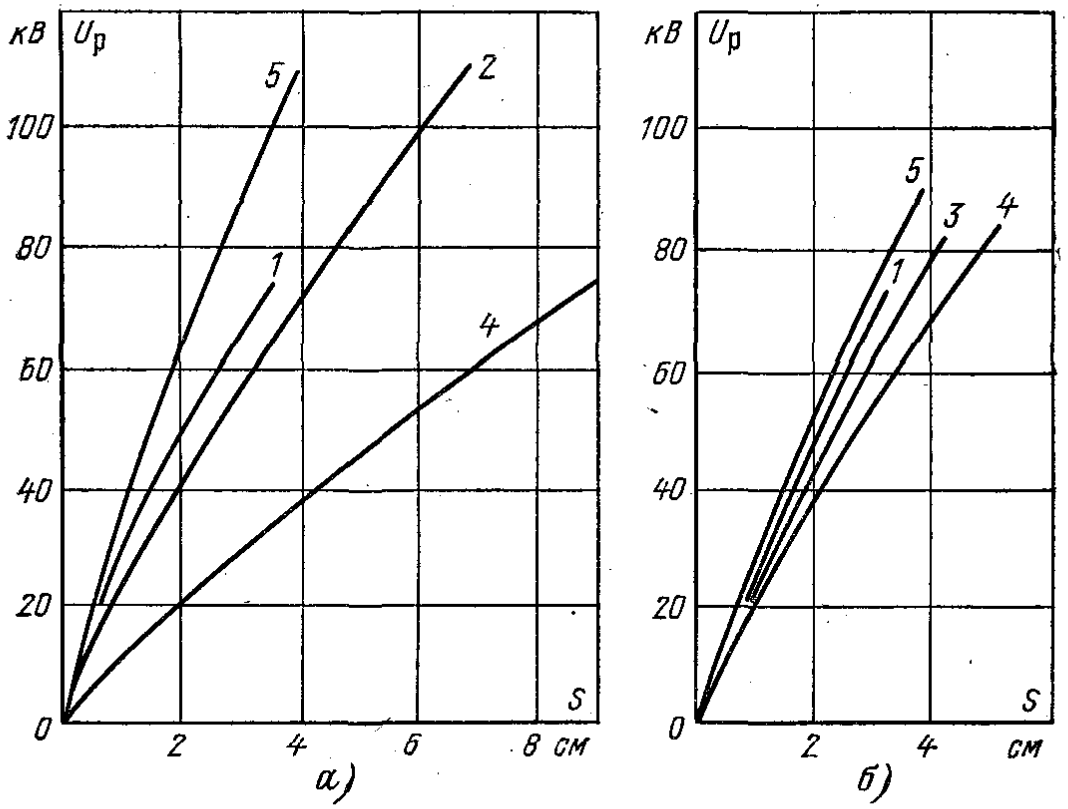


Рис. 4-2. Амплитуда разрядных напряжений в воздухе вдоль изоляционных цилиндров диаметром 50 мм в однородном поле в зависимости от длины промежутка S.

а — 50 Гц; *б* — 100 кГц; *1* — парафин; *2* — фарфор; *3* — стекло; *4* — стекло, фарфор при плохом контакте с электродами; *5* — чисто воздушный промежуток.

венное значение имеет длительность воздействующего напряжения (рис. 4-3): снижение прочности при постоянном и переменном (50 Гц) напряжениях больше, чем при импульсах, что свидетельствует об относительно медленном развитии влияющего процесса.

Дело в том, что адсорбированная поверхностью диэлектрика влага содержит свободные ионы обоих знаков, которые в электрическом поле смещаются,

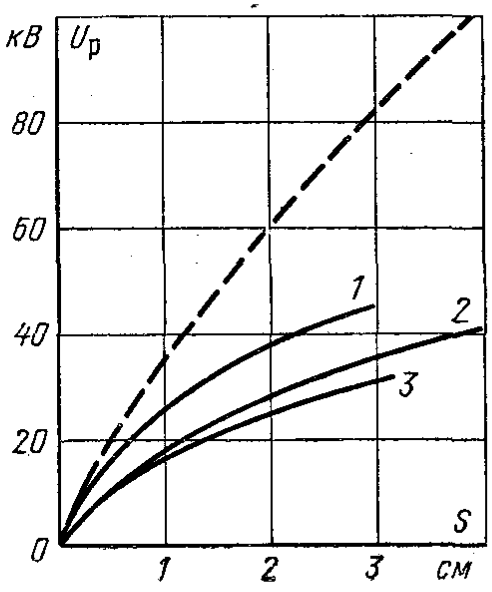


Рис. 4-3. Максимальное значение разрядных напряжений в воздухе по поверхности стекла в однородном поле в зависимости от длины промежутка S.

1 — импульс 1,2/50 мкс; *2* — постоянное напряжение; *3* — напряжение с частотой 50 Гц; — — — — показано разрядное напряжение для чисто воздушного промежутка.

образуя объемные заряды. При этом поле в середине промежутка ослабляется, а вблизи электродов усиливается (рис. 4-4), что и приводит к снижению разрядного напряжения. Объемный заряд

больше при высокой проводимости по поверхности, обусловленной гигроскопичностью диэлектрика, и при длительном воздействии напряжения. При коротких импульсах и высокой частоте (рис. 4-2, *б*) сместиться успевает малое число ионов, электрическое поле искажается слабо и разрядное напряжение снижается незначительно.

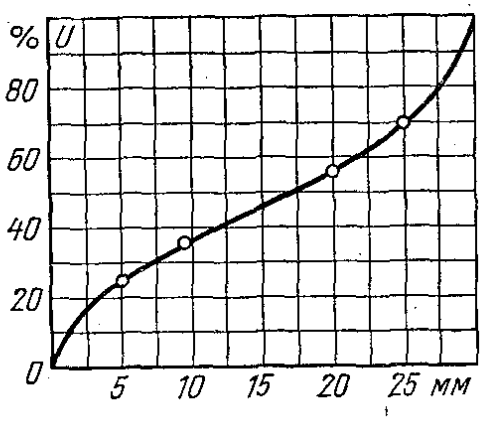


Рис. 4-4. Распределение напряжения вдоль неосушенной поверхности стекла при напряжении, близком к разрядному.

Большое влияние на величину разрядного напряжения оказывает неплотное прилегание электродов к диэлектрику. Из-за различия диэлектрических проницаемостей воздуха и диэлектрика в воздушных прослойках создается местное увеличение напряженности, и в них при сравнительно низком напряжении на промежутке начинаются ионизационные процессы. Образующиеся при этом ионы создают объемные заряды и искажают электрическое поле, а излучение из зоны ионизации способствует появлению начальных электронов. В итоге происходит значительное снижение разрядного напряжения (рис. 4-2, кривые *5*).

В изоляционных конструкциях неплотное прилегание электрода к диэлектрику устраняют с помощью цементирующих замазок, мягких прокладок или посредством металлизации поверхностей диэлектрика, соприкасающихся с электродами.

4-3. РАЗРЯД ВДОЛЬ ПОВЕРХНОСТИ В РЕЗКОНЕОДНОРОДНОМ ПОЛЕ

В конструкции, изображенной на рис. 4-1, *б*, электрическое поле неоднородно, поэтому у нее разрядное напряжение при равных прочих условиях ниже, чем у конструкции с однородным полем. Однако в этом случае гигроскопические свойства диэлектрика много меньше влияют на разрядные напряжения, чем в однородном поле, так как процессы в адсорбированной на поверхности диэлектрика влаге могут лишь немного увеличить и без того значительную неоднородность поля. В качестве примера на рис. 4-5 показаны зависимости разрядных напряжений от расстояния между металлическими обоймами с острыми краями, которые накладывались на цилиндрические образцы из разных изоляционных материалов.

В конструкции, приведенной на рис. 4-1, *в*, напряженность электрического поля имеет наибольшее значение у края короткого электрода. Поэтому в этом месте при относительно небольшом напряжении возникает корона, которая наблюдается в виде полоски неяркого свечения. При увеличении напряжения область коронирования расширяется и возникают стримеры.

При относительно небольших толщинах твердого диэлектрика каналы стримеров, развивающихся вдоль поверхности, имеют достаточно большую емкость по отношению к противоположному электроду, поэтому через них проходит сравнительно большой ток. При определенном напряжении ток возрастает настолько, что температура стримерных каналов увеличивается и в них становится возможной термическая ионизация. В результате этого каналы разряда преобразуются: сопротивление их резко падает, интенсивность свечения возрастает. Эти преобразованные каналы получили название каналов *скользящих разрядов*.

Падение напряжения на каналах скользящих разрядов невелико, поэтому длина их резко увеличивается с ростом приложенного напряжения и процесс завершается полным перекрытием промежутка.

Чем больше ток в канале разряда, тем выше проводимость канала и потенциал на его конце, следовательно, длиннее скользящий разряд и ниже напряжение перекрытия.

Ток в свою очередь определяется емкостью канала разряда по отношению к противоположному электроду. Поэтому чем больше емкость, тем ниже должно быть разрядное напряжение при неизменном расстоянии между электродами по поверхности диэлектрика. Таким образом, разрядное напряжение может быть связано с емкостью канала разряда по отношению к противоположному электроду.

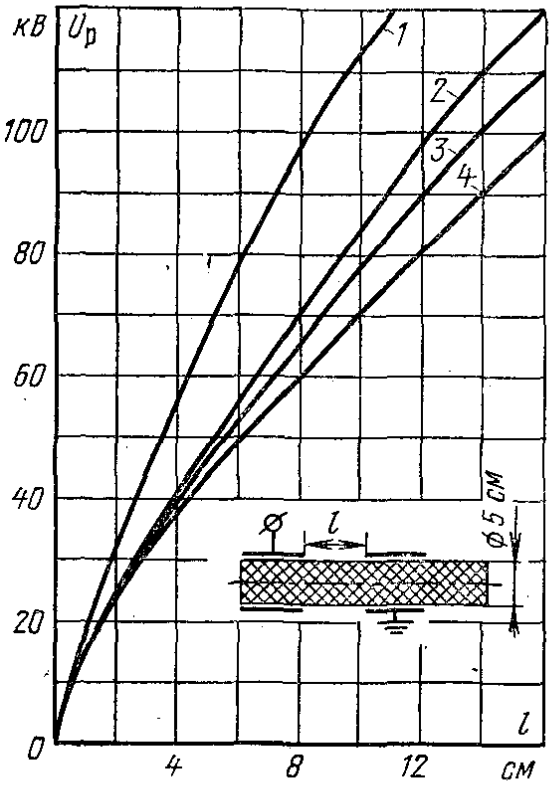


Рис. 4-5. Амплитуда разрядных напряжений в воздухе по поверхности различных диэлектриков в неоднородном поле.

1 — чисто воздушный промежуток; *3* — парафин и дерево; *3* — бакелит; *4* — фарфор и стекло.

В качестве величины, характеризующей емкость канала, используют *удельную поверхностную емкость*, т. е. емкость единицы поверхности, по которой развивается разряд, по отношению к противоположному электроду.

Теплер, исследовавший скользящие разряды по поверхности диэлектрика в воздухе, предложил для расчета действующего значения напряжения появления скользящих разрядов, кВ, при промышленной частоте эмпирическую формулу

$$U_{ск} = \frac{1{,}36}{C^{0{,}45}} \cdot 10^{-4}, \qquad (4\text{-}1)$$

где C — удельная поверхностная емкость, Ф/см^2.

Эта формула дает хорошее совпадение с опытом в случаях плоского диэлектрика или трубки большого диаметра при удельной емкости $C \geqslant 0{,}25 \cdot 10^{-12}$ Ф/см^2.

Длину канала скользящего разряда в зависимости от приложенного напряжения и удельной поверхностной емкости можно определить по другой эмпирической формуле Теплера:

$$l_{ск} = \varkappa C^2 U^5 \sqrt[4]{dU/dt}, \qquad (4\text{-}2)$$

где $\varkappa$ — коэффициент, определяемый опытным путем.

Если в (4-2) вместо $l_{ск}$ подставить расстояние l между электродами по поверхности диэлектрика, то можно определить значение разрядного напряжения:

$$U_р \approx \sqrt[5]{\frac{l}{\varkappa C^2}} \frac{1}{\sqrt[20]{dU/dt}}. \qquad (4\text{-}3)$$

Если учесть, что $C = \varepsilon_0 \varepsilon / d$, где ε — относительная диэлектрическая проницаемость твердого диэлектрика, d — его толщина,

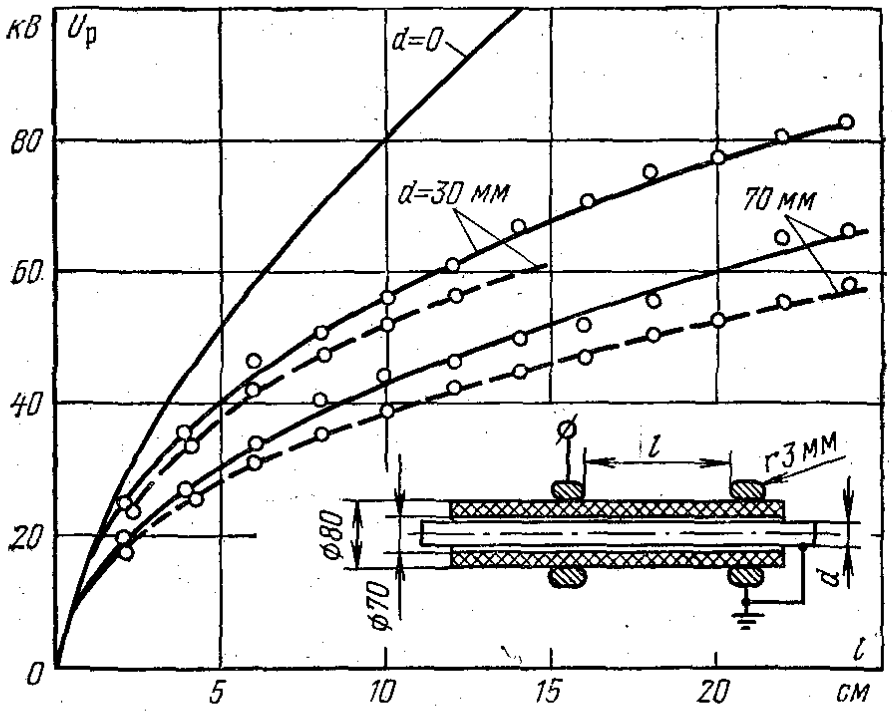


Рис. 4-6. Амплитуда разрядных напряжений в воздухе по проходному изолятору из фарфора.

Сплошные линии — частота 50 Гц, пунктир — частота 400 Гц.

то для заданной частоты приложенного напряжения из (4-3) следует:

$$U_р = k\,(d/\varepsilon)^{0,4} l^{0,2}. \qquad (4\text{-}4)$$

Влияние на разрядное напряжение удельной поверхностной емкости, расстояния между электродами по поверхности и частоты воздействующего напряжения иллюстрируется кривыми, приведенными на рис. 4-6.

Из (4-4) следует, что разрядное напряжение увеличивается весьма медленно с ростом расстояния между электродами. Поэтому в конструкциях проходных изоляторов приходится принимать дополнительные меры для увеличения разрядного напряжения по

поверхности, чтобы сохранить относительно небольшие габариты изолятора. Одной из таких мер является уменьшение удельной поверхностной емкости посредством увеличения диаметра изолятора у фланца, с которого начинается обычно разряд. В качестве другой меры применяется регулирование электрического поля вдоль поверхности изолятора с помощью полупроводящих покрытий (§ 7-2).

При постоянном напряжении заряды, образующиеся вследствие ионизационных процессов, оседают

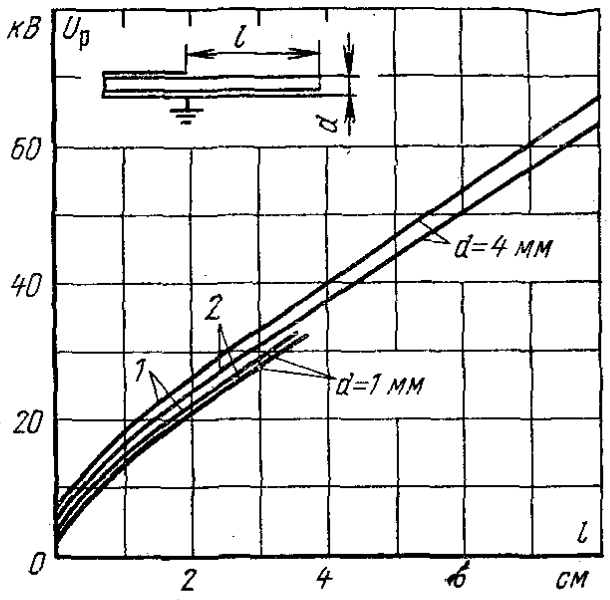


Рис. 4-7. Зависимость напряжения перекрытия в воздухе по поверхности бакелитового образца от длины при постоянном напряжении. Данные Г. А. Лебедева — ВЭИ.

1 — короткий электрод положительный; *2* — короткий электрод отрицательный.

на поверхности диэлектрика, постепенно выравнивают распределение напряжения, затрудняя образование скользящих разрядов. Удельная поверхностная емкость перестает играть определяющую роль, и величина разрядного напряжения сохраняется высокой, приближаясь к разрядному напряжению воздушного промежутка (рис. 4-7).

4-4. РАЗРЯД ВДОЛЬ СМОЧЕННОЙ ДОЖДЕМ ИЛИ ЗАГРЯЗНЕННОЙ И УВЛАЖНЕННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

На поверхностях изоляторов, установленных на открытом воздухе, могут оседать различные загрязнения, неизбежно присутствующие в атмосфере и разносимые ветром. Загрязнения в сухом состоянии, как правило, имеют весьма высокое сопротивление и не оказывают существенного влияния на разрядные характеристики изоляторов. Увлажнение слоя загрязнения при дожде, росе или других мокрых осадках приводит к резкому уменьшению его сопротивления вследствие образования слабого электролита из водорастворимых составляющих загрязняющего вещества. При этом механизм развития разряда вдоль поверхности качественно меняется, величины разрядных напряжений значительно снижаются. Аналогичная картина наблюдается и при смачивании чистой поверхности изолятора дождем, когда стекающая по изолятору дождевая вода, имеющая относительно невысокое удельное объемное сопротивление (около 10^3 Ом·м), образует слой с достаточно большой проводимостью.

Чтобы пояснить механизм развития разряда в указанных условиях и выявить факторы, влияющие на величину разрядного напряжения, рассмотрим процессы на загрязненной и увлажненной или

смачиваемой дождем поверхности в конструкции с твердым диэлектриком в виде цилиндра сложной формы, показанной на рис. 4-8. При этом будем считать, что увлажненное загрязнение или дождевая вода образовали на поверхности слой толщиной Δ с удельным объемным сопротивлением $\rho_п$. Далее для краткости этот слой будем называть слоем загрязнения, имея в виду, что аналогичные процессы протекают и в слое дождевой воды.

Под действием приложенного напряжения U в слое загрязнения будет проходить ток утечки $I_у = U/R_у$, где $R_у$ — полное сопротивление утечки по поверхности, определяемое выражением

$$R_у = \int_0^{L_у} \rho_п \, dl/\pi\Delta D\,(l), \qquad (4\text{-}5)$$

где l — расстояние от одного из электродов до элементарного участка dl, *определяемое вдоль поверхности по линии тока*; $L_у$ — полная длина утечки по поверхности твердого диэлектрика; $D\,(l)$ — диаметр цилиндра из твердого диэлектрика, зависящий от расстояния l.

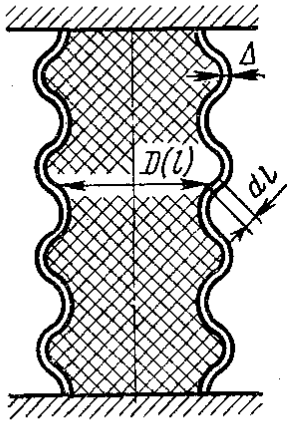


Рис. 4-8. Воздушный промежуток с диэлектриком, поверхность которого загрязнена или смачивается дождем.

Примем далее для простоты, что слой загрязнения равномерный, т. е. Δ и $\rho_п$ не зависят от l. Тогда выражение для $R_у$ можно записать в виде

$$R_у = \rho_п L_у/\pi\Delta D_э, \qquad (4\text{-}6)$$

где $D_э = L_у/\int_0^{L_у} dl/D\,(l)$ — эквивалентный диаметр цилиндра из твердого диэлектрика.

Ток утечки $I_у$ нагревает слой загрязнения, увеличивая скорость испарения влаги с поверхности диэлектрика. Вследствие изменения плотности тока вдоль сложной поверхности, а в реальных условиях и из-за неоднородности слоя загрязнения поверхность нагревается неравномерно и скорость испарения влаги на отдельных участках разная. С ростом напряжения ток $I_у$ и нагрев поверхности увеличиваются. При некотором значении напряжения, зависящем от интенсивности мокрых осадков, скорость испарения на наиболее нагретом участке становится выше скорости поступления влаги. Поверхность на этом участке высыхает, его сопротивление резко увеличивается, вследствие чего практически все напряжение оказывается приложенным к этому небольшому промежутку на поверхности. Происходит его перекрытие с образованием *частичной дуги* длиной в несколько миллиметров.

Ток в канале дуги ограничивается сопротивлением оставшегося влажным участка поверхности. При малой длине частичной дуги последнее практически сохраняет свое прежнее значение $R_у = \rho_п L_у/\pi\Delta D_э$.

Если сопротивление $R_у$ велико, а ток соответственно мал, то дуга оказывается неустойчивой и быстро гаснет. При случайных изменениях интенсивности осадков высушенный участок может вновь увлажниться и весь процесс повторится. Образование кратковременных или, как говорят, *перемежающихся дуг* не означает нарушения электрической прочности изоляционного промежутка. Однако длительное воздействие перемежающихся дуг на твердый диэлектрик может вызвать его разрушение с образованием на поверхности проводящих обугленных следов — *треков*, появление которых вызывает резкое снижение разрядного напряжения даже при сухой поверхности диэлектрика. Поэтому диэлектрики, используемые для изготовления изоляторов наружной установки, должны обладать высокой стойкостью к воздействию частичных дуг, т. е. *трекингостойкостью.*

При некотором значении тока частичная дуга не гаснет, а быстро — со скоростью до 50 м/с — растягивается и перекрывает весь изоляционный промежуток. Следовательно, перекрытие промежутка вдоль смачиваемой дождем или загрязненной и увлажненной поверхности твердого диэлектрика происходит, если ток утечки по поверхности достаточен для подсушки участка поверхности и если он достаточен для образования устойчивой частичной дуги.

Очевидно, чем больше сопротивление утечки $R_у$, тем выше должно быть напряжение, при котором выполняются указанные условия.

Таким образом, разрядное напряжение в рассматриваемых условиях зависит от тех же параметров, что и сопротивление утечки по поверхности. Можно показать, что эта зависимость имеет следующий вид:

$$U_р \approx k_1 (\rho_п/\Delta D_э)^{0,4} L_у, \qquad (4\text{-}7)$$

где k_1 — экспериментально определяемый коэффициент.

Формула (4-7) является приближенной, однако она достаточно правильно отражает зависимость разрядного напряжения от полной длины утечки по поверхности и удобна для оценки влияния на $U_р$ конструкции изоляторов и условий их работы.

Рассмотренный выше механизм перекрытия вдоль поверхности связан с относительно медленным процессом подсушки поверхности, который может иметь место лишь при длительно воздействующем — рабочем напряжении. При кратковременных перенапряжениях частичные дуги могут возникать при более высоких значениях напряжения вследствие разрядных процессов в воздухе над увлажненной поверхностью в местах с наиболее высокими напряженностями.

Продолжительность перенапряжений может оказаться недостаточной для растягивания дуги на весь промежуток. Поэтому дождь и влажные загрязнения практически не влияют на импульсные разрядные напряжения вдоль поверхности изоляторов.

ГЛАВА ПЯТАЯ

ЛИНЕЙНЫЕ И АППАРАТНЫЕ ИЗОЛЯТОРЫ

5-1. ОБЩИЕ ТРЕБОВАНИЯ К КОНСТРУКЦИЯМ ИЗОЛЯТОРОВ

Изоляторы представляют собой конструкции, которые используются для крепления токоведущих и других, находящихся под напряжением, частей электротехнических устройств (проводов воздушных линий электропередачи, шин распределительных устройств и т. д.), а также для перемещения подвижных контактов выключателей и иных коммутационных аппаратов.

В соответствии с выполняемыми функциями изоляторы должны прежде всего обладать достаточной механической прочностью по отношению ко всем видам возможных эксплуатационных нагрузок: статическим, ударным и др. Особенность этого очевидного требования применительно к изоляторам установок высокого напряжения состоит в том, что механическая прочность должна обеспечиваться при воздействии сильных электрических полей. В таких условиях местные, небольшие повреждения, не влияющие на общую механическую прочность, могут иногда вызывать существенное снижение пробивного напряжения и приводить к преждевременному выходу изолятора из строя.

Изоляторы как самостоятельные конструкции имеют свою внутреннюю и внешнюю изоляцию. В настоящей главе будут рассмотрены изоляторы с относительно простой внутренней изоляцией, выполняемой из одного изоляционного материала — электротехнического фарфора или из специальных сортов стекла. Электрическая прочность такой изоляции обеспечивается путем выбора соответствующей толщины фарфора или стекла, иногда с использованием некоторых средств для регулирования электрических полей (§ 7-2).

В гл. 7, 8 будет показано, что при длительном воздействии сильных электрических полей у многих видов внутренней изоляции наблюдается постепенное ухудшение характеристик — *электрическое старение*, причиной которого являются *частичные разряды*, т. е. местные разряды, например, в небольших газовых включениях. Однако фарфор и стекло обладают столь высокой стойкостью к частичным разрядам, что они практически не подвержены электрическому старению. Это обстоятельство упрощает конструирование внутренней изоляции фарфоровых и стеклянных изоляторов, так как освобождает от необходимости учитывать сложные процессы, определяющие *длительную* электрическую прочность изоляции (гл. 8).

Изоляторы с более сложной внутренней изоляцией — вводы для трансформаторов и аппаратов на напряжения 35 кВ и выше — рассматриваются в § 11-3. Здесь лишь отметим, что во всех случаях внутренняя изоляция, которая при пробое разрушается необратимо, выполняется несколько более прочной, чем изоляция внешняя. Поэтому разрядные характеристики изоляторов определяются электрической прочностью их внешней изоляции.

В наиболее сложных условиях находится внешняя изоляция изоляторов наружной установки, поверхности которых могут загрязняться и увлажняться дождем или другими мокрыми осадками. Чтобы обеспечить высокие значения разрядных напряжений при относительно небольших габаритах, изоляторы наружной установки выполняют с сильно развитыми поверхностями, т. е. с ребрами или юбками. Число, форма и размеры ребер или юбок — основные конструктивные параметры изоляторов, от которых зависят их эксплуатационные характеристики.

Ребра и юбки увеличивают полную длину утечки по поверхности, от которой согласно (4-7) наиболее сильно зависит разрядное напряжение при дожде и загрязнениях. Кроме того, при некоторых видах мокрых осадков нижние поверхности ребер и юбок смачиваются в меньшей степени, и это значительно увеличивает полное сопротивление утечки. При правильно выбранных размерах и форме ребра разряд, развивающийся вдоль изолятора, отрывается от его поверхности. В этом случае участки вдоль поверхности изолятора чередуются с чисто воздушными промежутками и разрядное напряжение оказывается более высоким. Однако с увеличением числа и размеров ребер растет не только полная длина утечки по поверхности, но и эквивалентный диаметр $D_э$, что отрицательно влияет на разрядное напряжение [см. (4-7)].

От формы изолятора в сильной степени зависит интенсивность его загрязнения в условиях эксплуатации. Дело в том, что отложение загрязнений происходит при ветре и их количество на единицу площади прямо пропорционально градиенту скорости потока воздуха у поверхности. При усложнении формы изолятора около него могут возникать завихрения в потоке воздуха и соответственно возрастать интенсивность загрязнения. Кроме того, форма изолятора влияет на эффективность самоочистки поверхностей при дожде и ветре. При выборе формы изоляторов учитывают все эти соображения, а также требования, связанные с удобством массового производства.

Требования к электрической прочности изоляторов для установок разных классов напряжения определяют значения испытательных напряжений, которые устанавливают с учетом уровня ожидаемых перенапряжений и возможных изменений метеоусловий. У нас в стране испытательные напряжения и методы проведения испытаний регламентированы ГОСТ 1516-73, которым для отдельных изоляторов и внешней изоляции оборудования предусмотрены испытания при сухих и чистых поверхностях — напряжением 50 Гц, полным и срезанным импульсами, а при искусственном дожде — напряжением 50 Гц.

При испытаниях напряжением промышленной частоты прикладываемое напряжение плавно повышается до установленного стандартом значения, а затем без выдержки во времени плавно снижается. Импульсные испытания изоляторов проводятся по так называемому пятиударному методу: изоляторы должны выдержать

при каждой полярности 5 раз полный импульс 1,2/50 мкс и 5 раз импульс, срезанный при времени не менее 2 мкс. Параметры искусственного дождя должны быть следующими: сила дождя — 3 ± ± 0,3 мм/мин, удельное сопротивление воды — 100 ± 5 Ом·м (измеренное при температуре 20° С), угол падения капель — около 45° к горизонтали.

5-2. АППАРАТНЫЕ ИЗОЛЯТОРЫ

В распределительных устройствах подстанций используются опорные, проходные и при напряжениях свыше 35 кВ подвесные изоляторы. Опорные и подвесные изоляторы служат для крепления токоведущих шин; проходные изоляторы устанавливают в местах, где находящиеся под напряжением части проходят через стены, перекрытия или ограждения. В электрических аппаратах, кроме опорных и проходных изоляторов, применяются также изоляционные тяги, валы, рычаги, покрышки и т. д.

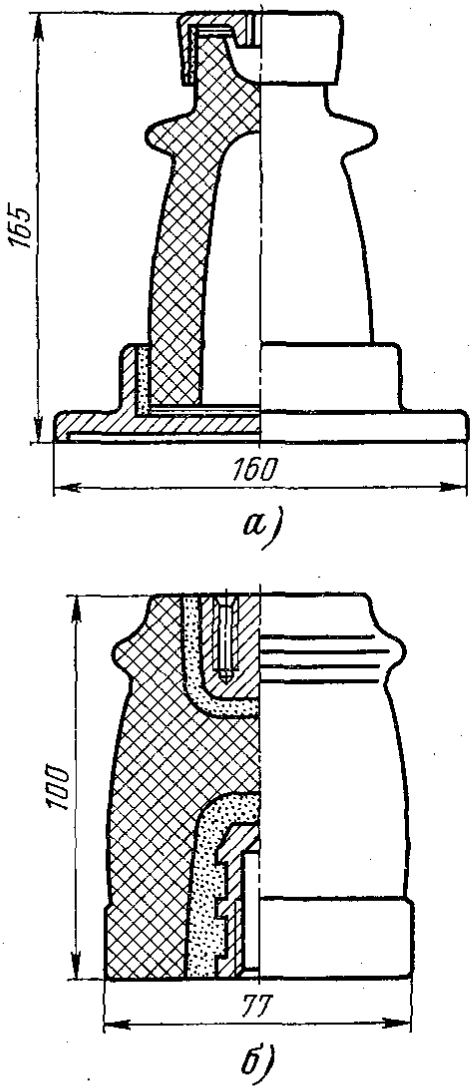


Рис. 5-1. Опорные стержневые изоляторы типа ОФ для внутренней установки на напряжение 6 кВ. Разрушающая нагрузка на изгиб 3750 Н.

а — без внутреннего экрана; *б* — с внутренней заделкой арматуры.

В этом параграфе рассматриваются наиболее характерные конструкции опорных и проходных изоляторов для распределительных устройств. Аналогичные изоляторы для электрических аппаратов устроены принципиально таким же образом, но могут иметь конструктивные отличия, обусловленные особенностями их расположения и условий работы в аппарате, а также общей конструкцией аппарата.

Опорные и проходные изоляторы испытывают в основном изгибающие механические нагрузки, обусловленные электродинамическими силами от токов к. з., давлением ветра, воздействиями при работе контактов и т. д. Поэтому основной механической характеристикой этих изоляторов является гарантированная механическая прочность на изгиб, т. е. минимальное разрушающее усилие, определяемое при плавном увеличении нагрузки до видимого разрушения.

Опорные стержневые изоляторы. Наиболее простую форму имеют изоляторы стержневого типа для закрытых распределительных устройств. Изолятор (рис. 5-1, *а*) представляет собой полое фарфо-

ровое тело почти цилиндрической формы. Верхняя часть изолятора выполнена сплошной для предотвращения разрядов во внутренней полости. Фарфор с помощью цемента армирован внизу чугунным фланцем, а наверху чугунной шапкой.

Улучшение разрядных характеристик опорного изолятора может быть достигнуто с помощью внутреннего экрана, уменьшающего напряженность электрического поля у шапки. На рис. 5-2 показана зависимость разрядного напряжения от длины внутреннего экрана при импульсных напряжениях обеих полярностей. При положительной полярности разрядное напряжение монотонно растет по

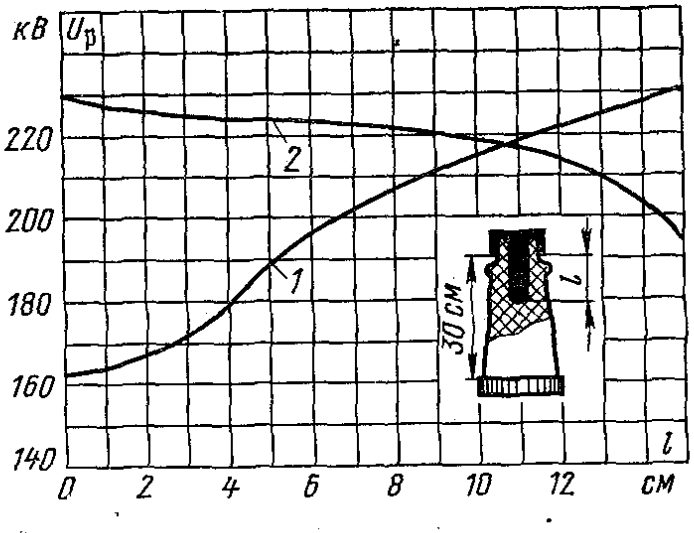


Рис. 5-2. Зависимость 50%-ного импульсного разрядного напряжения по поверхности опорного изолятора от длины l внутреннего электрода (данные Г. А. Лебедева — ВЭИ).

1 — импульс +1,2/50 мкс; *2* — импульс — 1,2/40 мкс.

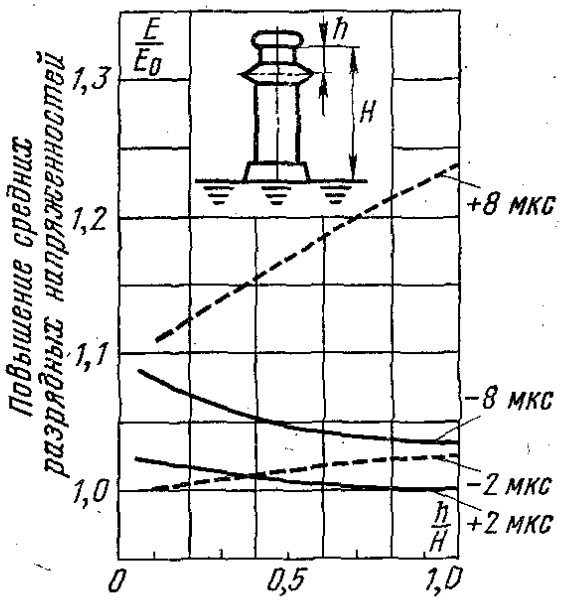


Рис. 5-3. Влияние места расположения ребра на импульсное разрядное напряжение опорного изолятора.

мере увеличения длины экрана, так как при этом уменьшается напряженность поля у шапки. При отрицательной полярности разрядное напряжение, напротив, снижается. Продвижение разряда от отрицательного электрода в резконеоднородном поле сильно затруднено, поэтому разряд развивается от положительного электрода, т. е. от заземленного фланца, даже если напряженность около него значительно меньше, чем у шапки. По мере удлинения внутреннего экрана напряженность у фланца возрастает и в связи с этим разрядное напряжение уменьшается. Целесообразная длина внутреннего экрана соответствует равенству разрядных напряжений при обеих полярностях. Роль внутреннего экрана в опорных изоляторах выполняют металлические элементы внутренней заделки арматуры. Изолятор такой конструкции (рис. 5-1, *б*) имеет меньшие размеры и массу.

Для повышения разрядного напряжения на теле изолятора делается ребро, которое заставляет разряд развиваться под углом к силовым линиям поля, т. е. по пути с меньшей напряженностью. Кривые на рис. 5-3 показывают влияние положения ребра на сред-

ние разрядные напряженности, отнесенные к разрядным напряженностям изолятора без ребер. Влияние ребра существенно сказывается только при большом времени разряда. Наибольшее повышение разрядного напряжения наблюдается в том случае, когда ребро находится у электрода, с которого развивается разряд. При положительной полярности таким электродом является шапка, при отрицательной — фланец. Поскольку у опорных изоляторов разрядное напряжение при положительной полярности шапки значительно меньше, чем при отрицательной полярности, ребро необходимо располагать вблизи шапки.

Стержневые опорные изоляторы внутренней установки выпускаются на номинальные напряжения до 35 кВ и имеют механическую прочность (минималь-

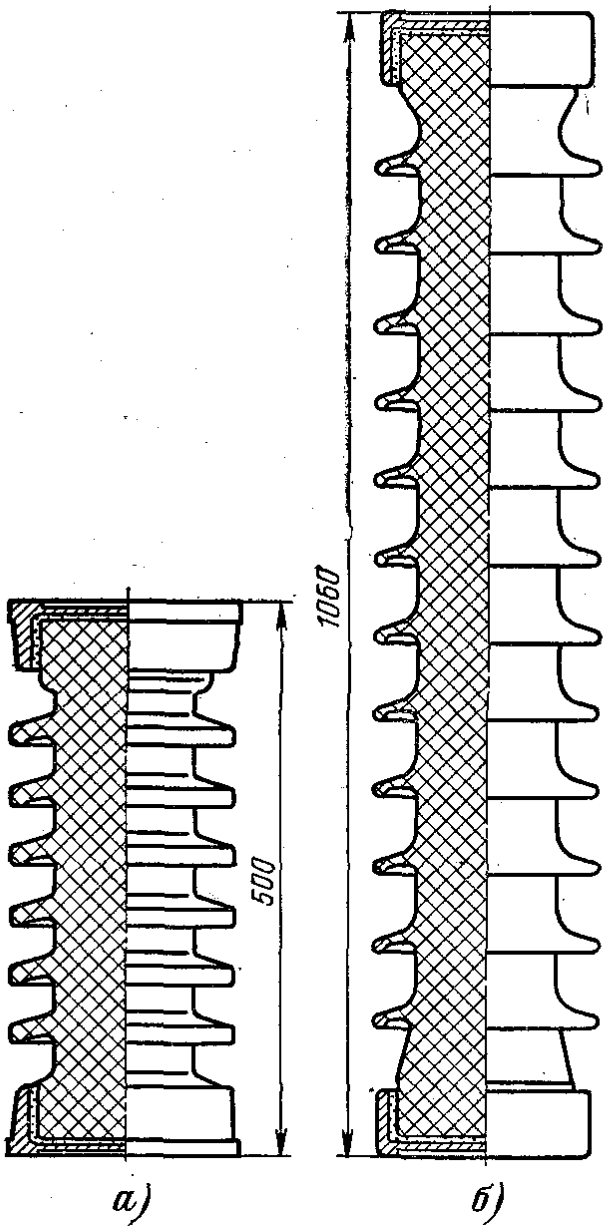


Рис. 5-4. Опорные стержневые изоляторы типа ОНС для наружной установки.

а — на 35 кВ; *б* — на 110 кВ.

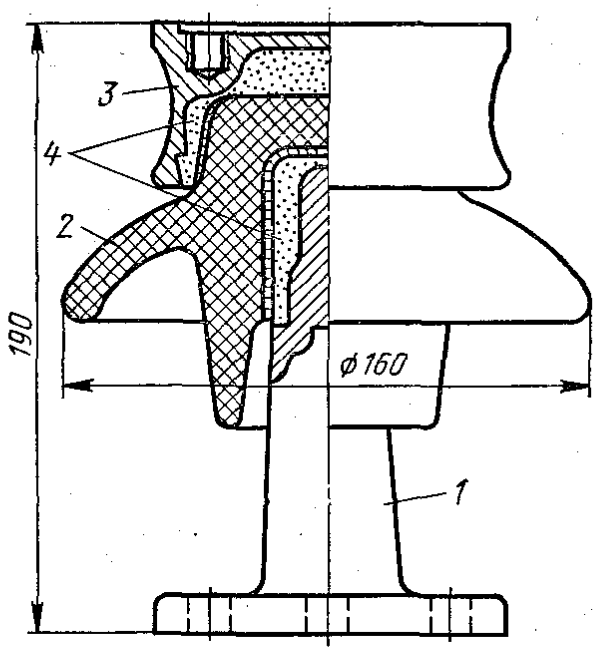


Рис. 5-5. Штыревой опорный изолятор типа ОНШ на напряжение 10 кВ.

1 — штырь; *2* — фарфор; *3* — шапка; *4* — цемент.

ную разрушающую нагрузку) на изгиб от 3750 до 42 500 Н. Изоляторы с более высокой механической прочностью имеют больший диаметр. В обозначении этих изоляторов указываются их тип и материал, номинальное напряжение и механическая прочность в килограмм-силах. Например, ОФ-35-750 — опорный фарфоровый на 35 кВ, механическая прочность 7,5 кН.

Стержневые опорные изоляторы для наружной установки отличаются сильно развитой поверхностью. На напряжения 35—110 кВ

такие изоляторы изготовляются в виде сплошного фарфорового стержня с равномерно расположенными ребрами (рис. 5-4). Обозначение, например, ОНС-110-1000 расшифровывается следующим образом: опорный, наружной установки, стержневой на 110 кВ с механической прочностью 10 кН.

Опорные штыревые изоляторы. С увеличением номинального напряжения и высоты изолятора растут изгибающие моменты, и прочность изоляторов стержневого типа оказывается недостаточной. Не обеспечивают они необходимую прочность и в установках с относительно низкими напряжениями, но с большими токами к. з.

Лучшими механическими характеристиками обладают изоляторы штыревого типа. Их отличительной особенностью является использование тонкостенного фарфора, электрическая и механическая прочность которого растет с уменьшением толщины и применением стального штыря, воспринимающего на себя основную часть изгибающего усилия.

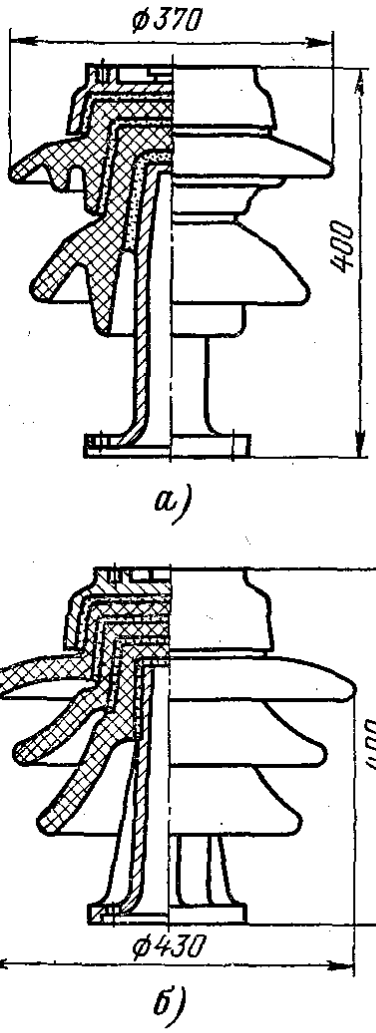


Рис. 5-6. Опорные штыревые изоляторы типа ОНШ на напряжение 35 кВ.

а — разрушающая нагрузка на изгиб 10 кН; *б* — разрушающая нагрузка на изгиб 20 кН.

На рис. 5-5 показан опорный штыревой изолятор типа ОНШ-10-500 наружной установки на напряжение 10 кВ с минимальной разрушающей нагрузкой на изгиб 5 кН. Механическая прочность изолятора такого типа определяется прочностью его штыря, а не изоляционного тела, так как изгибающий момент, действующий на фарфоровую часть, из-за малого плеча оказывается много меньше изгибающего момента, приложенного к штырю. Для прочного соединения фарфора с шапкой и штырем армируемые поверхности фарфора покрывают фарфоровой крошкой. Достаточно большая длина утечки и высокое мокроразрядное напряжение изолятора обеспечиваются за счет ребер. Изоляторы такого типа на напряжение 35 кВ (рис. 5-6, *а*) имеют две фарфоровые части, соединенные между собой цементом. У изоляторов для районов с повышенной загрязненностью атмосферы ребра выполняются с более развитой поверхностью для увеличения пути утечки.

В установках на напряжение 110 кВ и выше используются колонки, состоящие из нескольких, установленных друг на друга опорноштыревых изоляторов на напряжение 35 кВ. При большой высоте колонки на фарфоровую часть нижнего изолятора действует почти такой же изгибающий момент, как и на штырь. Поэтому слабым местом здесь является фарфоровое тело нижнего изолятора.

Чтобы увеличить допустимые нагрузки на изгиб для всей колонки, фарфоровое тело изолятора выполняют не из двух, а из трех более тонких и, значит, более прочных частей (рис. 5-6, *б*).

Одиночные колонки из трех — пяти изоляторов применяются в установках с напряжением до 220 кВ. При более высоких напряжениях используются в основном опорные конструкции в виде треноги, состоящей из нескольких колонок. Изоляторы в таких конструкциях работают не только на изгиб, но и на растяжение и сжатие.

Проходные изоляторы. Типичные конструкции проходных изоляторов на напряжения 6 и 35 кВ для внутренней и наружной уста-

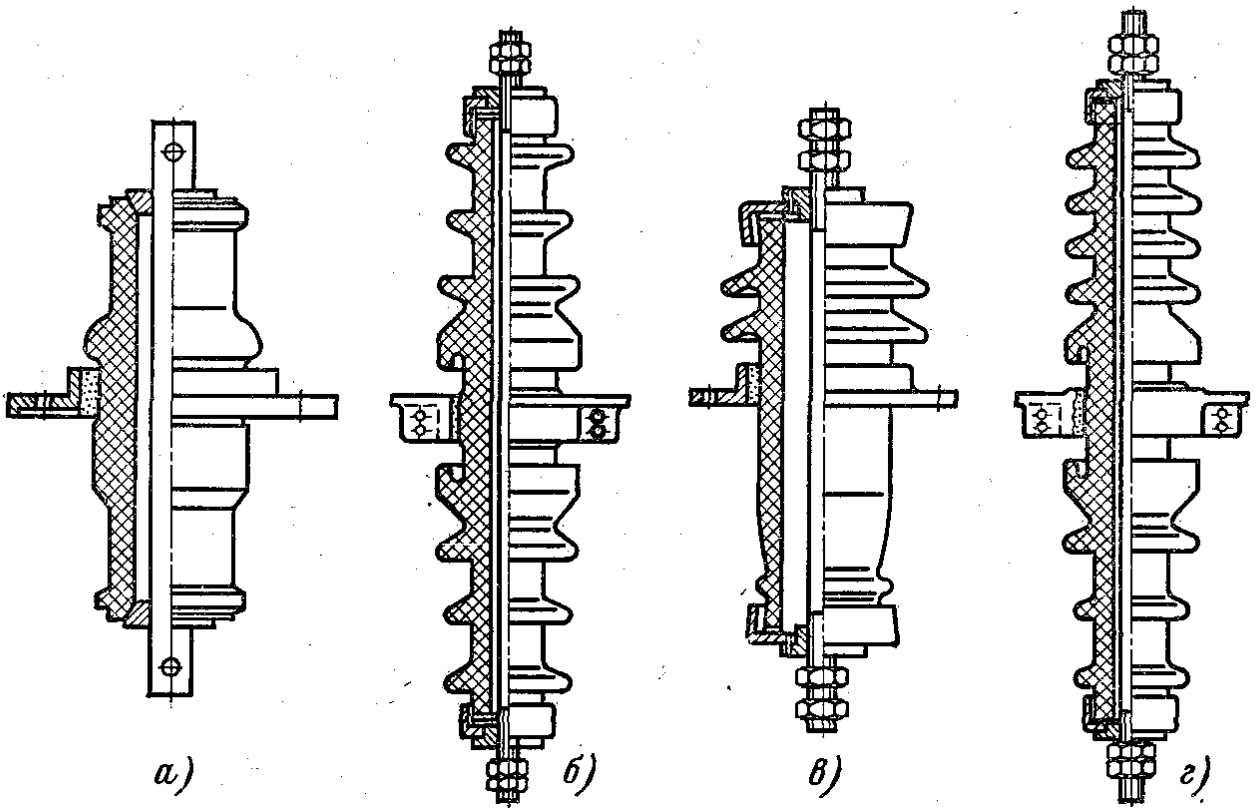


Рис. 5-7. Проходные изоляторы.

а, б — типа П для внутренней установки; *в* и *г* — типа ПН для наружной установки (*а* и *в* — на 6 кВ, *б* и *г* — на 35 кВ).

новки показаны на рис. 5-7. Они состоят из изоляционного фарфорового тела, токоведущего стержня и фланца, с помощью которого изолятор укрепляется на стене, перекрытии или ограждении.

Проходные изоляторы, как и изоляторы других типов, конструируют так, чтобы пробивное напряжение их внутренней изоляции превышало разрядное напряжение по поверхности. Для изоляторов на номинальные напряжения до 35 кВ требуемую величину пробивного напряжения можно получить при относительно малой толщине фарфора. Однако при этом получается большая удельная поверхностная емкость и облегчается развитие разряда по поверхности (§ 4-3). Учитывая слабую зависимость разрядного напряжения от расстояния между электродами по поверхности, в этих условиях пришлось бы неоправданно увеличить длину изолятора, чтобы обеспечить требуемое напряжение перекрытия.

Сокращение длины изолятора без снижения его разрядного напряжения достигается путем уменьшения удельной поверхностной емкости за счет увеличения толщины изоляции или диаметра фланца. Поскольку развитие разряда начинается от фланца, то достаточно увеличить диаметр только в этой части изолятора.

Между токоведущим стержнем и изоляционным телом в фарфоровых изоляторах остается воздушная полость. При напряжении, близком к разрядному, в полости происходит ионизация воздуха, что приводит к увеличению поверхностной емкости и некоторому снижению напряжения перекрытия. Это обстоятельство хотя и вызывает необходимость дополнительного увеличения толщины фарфора, однако мало влияет на размеры проходных изоляторов на напряжения до 20 кВ.

В проходных изоляторах на напряжение 35 кВ токоведущий стержень покрывают слоем бакелизированной бумаги толщиной 3—6 мм. Это увеличивает напряжение возникновения короны примерно в 2 раза и способствует повышению разрядного напряжения. Существенное увеличение разрядного напряжения изоляторов на 35 кВ дают ребра, особенно расположенные вблизи фланца, которые затрудняют развитие разряда, уменьшая удельную поверхностную емкость и направляя разряд по пути с меньшей напряженностью электрического поля.

Проходные изоляторы для наружной установки отличаются более развитой поверхностью той части изолятора, которая располагается вне помещения (рис. 5-7, *в*, *г*).

В обозначении проходных изоляторов, кроме номинального напряжения и минимальной разрушающей нагрузки на изгиб, указывается номинальный ток. Например, изолятор внутренней установки на 10 кВ, 400 А и 7,5 кН обозначается следующим образом: П-10/400-750.

Проходные изоляторы на более высокие напряжения (вводы) имеют значительно более сложную конструкцию и будут рассмотрены отдельно в гл. 11.

5-3. ЛИНЕЙНЫЕ ИЗОЛЯТОРЫ

Изоляторы, применяемые для крепления проводов воздушных линий электропередачи, делятся по своей конструкции на штыревые, подобные опорным штыревым, и подвесные. Последние в свою очередь подразделяются на изоляторы тарельчатого типа и стержневые.

Линейные изоляторы испытывают механические нагрузки, которые создаются тяжением проводов и зависят от сечения проводов и длин пролетов между опорами, от температуры проводов, силы ветра и других факторов. Для штыревых линейных изоляторов эти нагрузки являются главным образом изгибающими. Подвесные изоляторы благодаря шарнирному креплению подвергаются только растягивающим усилиям.

Штыревые изоляторы. Наиболее широко применяемый на линиях с напряжением 6 кВ фарфоровый изолятор типа ШФ6 показан на рис. 5-8, *а*. Аналогичную конструкцию имеют фарфоровый (ШФ10) и стеклянный (ШС10) изоляторы на 10 кВ. Провод крепится на верхней или боковой бороздке изолятора с помощью проволочной вязки или специальных зажимов. Сам изолятор навертывается на металлический штырь или крюк, закрепленный на опоре. Чтобы крюк не поворачивался в опоре при натяжении провода, ему придается такая форма, что ось провода и ось ввертываемой в опору части крюка лежат в одной плоскости. При этом тяжение провода не создает вращающего момента относительно оси крюка.

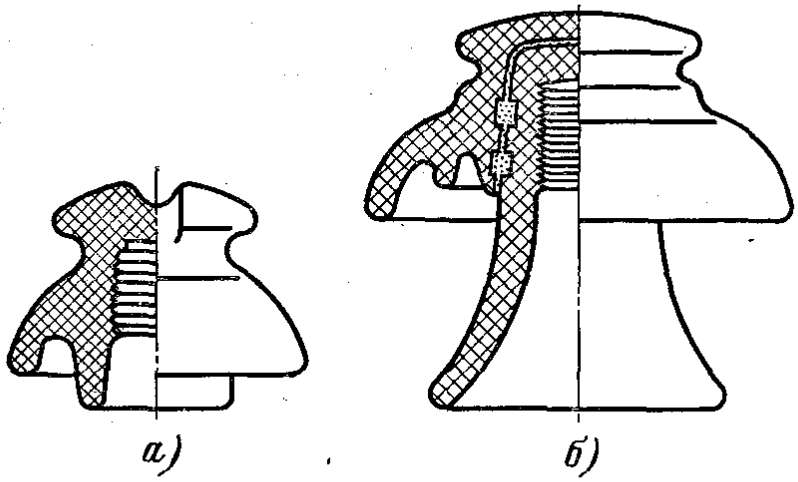


Рис. 5-8. Штыревые линейные изоляторы типа ШФ.

а — на 6 кВ; *б* — на 35 кВ.

Гнездо с резьбой для ввертывания штыря или крюка углублено в тело изолятора настолько, что верхняя часть штыря или крюка оказывается на уровне шейки изолятора. Этим достигается уменьшение изгибающего момента, действующего на тело изолятора. Механическая прочность штыревых изоляторов характеризуется минимальной разрушающей нагрузкой на изгиб.

При дожде внешняя часть поверхности изолятора оказывается полностью смоченной водой. Сухой остается лишь его нижняя поверхность, поэтому почти все напряжение оказывается приложенным между концом внешнего ребра и штырем. Вследствие этого, несмотря на значительное увеличение диаметра изолятора (он примерно на 35% больше высоты), мокроразрядное напряжение получается почти вдвое меньше, чем сухоразрядное.

Изоляторы типа ШФ20 на напряжение 20 кВ и ШФ35 на напряжение 35 кВ (рис. 5-8, *б*) в целях получения необходимых электрической и механической прочностей выполняются из двух фарфоровых частей, склеиваемых цементным раствором.

Подвесные изоляторы тарельчатого типа. На линиях 35 кВ и более высокого напряжения применяются преимущественно подвесные изоляторы тарельчатого типа. Путем последовательного соединения таких изоляторов можно получить гирлянды на любое номинальное напряжение. Применение на линиях разного класса напряжения гирлянд из изоляторов одного и того же типа значительно упрощает организацию их массового производства и эксплуатацию.

Как уже отмечалось, из-за шарнирного соединения изоляторы в гирлянде работают только на растяжение. Однако сами изоля-

торы сконструированы так, что внешнее растягивающее усилие вызывает в изоляционном теле в основном напряжения сжатия и среза. Тем самым используется весьма высокая прочность фарфора и стекла на сжатие.

Основу изолятора составляет фарфоровое или стеклянное тело — тарелка (рис. 5-9), средняя часть которой, вытянутая кверху, называется головкой. На головке крепится шапка из ковкого чугуна, а в гнездо, расположенное внутри головки, заделывается стальной стержень. Армировка изолятора, т. е. механическое соединение изоляционного тела с металлической арматурой, выполняется при помощи цемента.

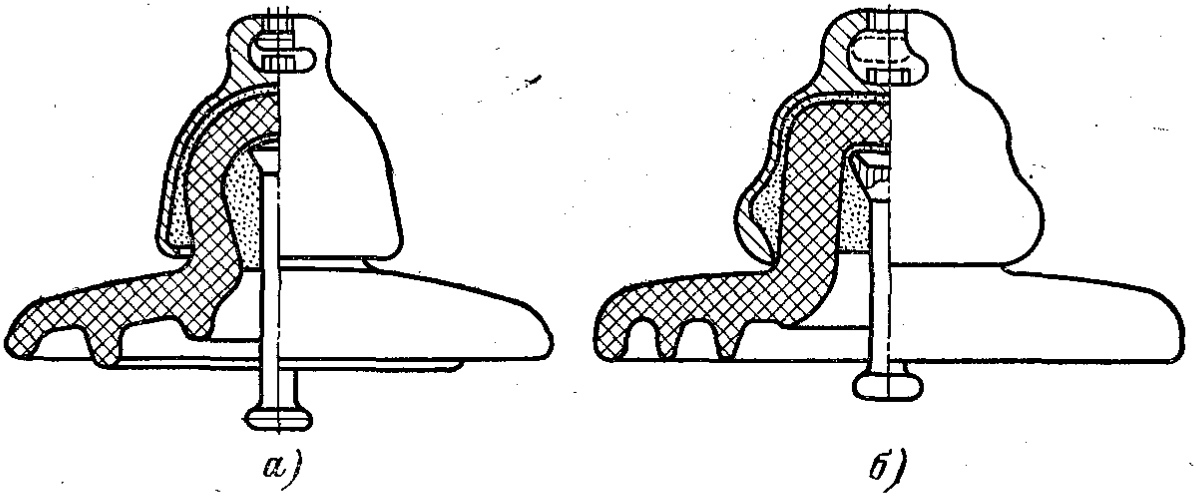


Рис. 5-9. Подвесные изоляторы тарельчатого типа.
а — с конической головкой; б — с цилиндрической головкой.

Соединение изоляторов в гирлянду осуществляется путем введения утолщенной головки стержня в специальное ушко на шапке другого изолятора и закрепления его замком. Длина стержня делается минимальной, но достаточной для удобной сборки гирлянды.

Механическую нагрузку несут в основном головка изолятора и прежде всего ее боковые опорные части. Поэтому конструкции тарельчатых изоляторов различаются в первую очередь формой головки.

На рис. 5-9, *а* показан *изолятор с конической головкой*. При приложении к такому изолятору растягивающей нагрузки, направленной вдоль оси изолятора, цементное тело конической формы, расположенное в гнезде головки, работает как клин, стремящийся расширить головку изолятора. Внешняя поверхность головки, имеющая форму конуса, также образует клин, который сжимается при вдавливании в цементную прослойку между шапкой и головкой. В результате фарфор в боковых стенках головки испытывает в основном напряжение сжатия.

Коэффициент температурного расширения у цемента выше, чем у фарфора. Поэтому, чтобы при изменениях температуры в головке не возникали опасные механические напряжения, предусмотрена возможность некоторого перемещения фарфора относительно цемента. С этой целью наружные и внутренние поверхности головки

выполняются гладкими, глазурованными и с ними цемент не схватывается. Кроме того, для уменьшения силы трения между соприкасающимися поверхностями угол конусности головки делается достаточно большим (не менее 10—13°).

Недостатком изоляторов с конической головкой являются относительно большие размеры шапки, что неблагоприятно сказывается на разрядных характеристиках гирлянд. Помимо этого, так называемая обратная конусность головки не позволяет изготовлять изоляторы высокопроизводительным методом штамповки.

Несколько меньше размеры шапки у *изоляторов с цилиндрической головкой* (рис. 5-9, *б*). Точнее, головка у этих изоляторов имеет небольшую прямую конусность, облегчающую процесс штамповки изоляционного тела. Для прочного закрепления шапки боковые поверхности головки покрывают фарфоровой крошкой, которая при обжиге прочно спекается с фарфором. Компенсация температурных деформаций и устранение механических напряжений, обусловленных различием коэффициентов температурного расширения фарфора и цемента, достигаются путем покрытия поверхности головки битумным составом.

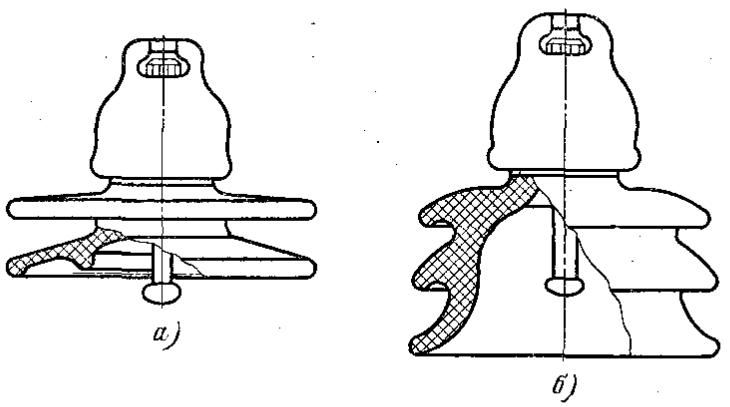


Рис. 5-10. Подвесные изоляторы тарельчатого типа для районов с загрязненной атмосферой.

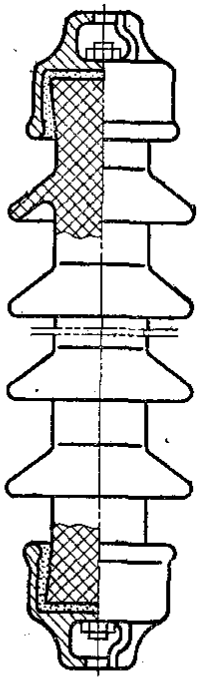
а — типа ПФГ-6 для натяжных гирлянд; *б* — типа ПФГ-5А для поддерживающих гирлянд.

Размеры и форма фарфоровой тарелки у изоляторов с конической и цилиндрической головками одинаковы. Верхняя гладкая поверхность тарелки наклонена под углом 5—10° к горизонтали для того, чтобы обеспечить стекание дождевой воды. Край тарелки изогнут вниз и образует так называемую капельницу, не допускающую возникновение непрерывного потока воды с верхней поверхности изолятора на нижнюю. Нижняя поверхность тарелки сделана ребристой для увеличения длины утечки по поверхности и повышения мокроразрядного напряжения. Изоляторы, предназначенные для работы в загрязненных районах, имеют существенно более сложную форму (рис. 5-10).

Конструкция стеклянных изоляторов аналогична рассмотренным. В связи с тем, что коэффициенты температурного расширения стекла, цемента и арматуры приблизительно одинаковы, в стеклянных изоляторах отсутствует битумная промазка.

Важное достоинство изоляторов тарельчатого типа состоит в том, что при повреждении изоляционного тела, например в случае пробоя под шапкой, механическая прочность изолятора и, следовательно, всей гирлянды не нарушается. Благодаря этому пробой изолятора в гирлянде не приводит к падению провода на землю.

Рис. 5-11. Стержневой подвесной изолятор СТ-110 на 110 кВ.

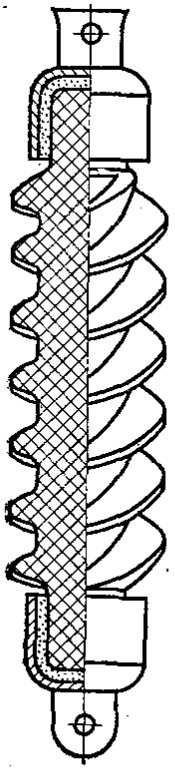


Проверка механической прочности тарельчатых изоляторов проводится при плавном увеличении механической нагрузки и одновременном воздействии напряжения, составляющего 75—80% сухоразрядного. При этом механические повреждения изоляционного тела под шапкой обнаруживаются по электрическому пробою. Величина механической нагрузки, повреждающей изолятор при таком испытании, называется электромеханической прочностью изолятора. Эта характеристика указывается в обозначении изолятора. Например, ПФ6 — подвесной фарфоровый с электромеханической прочностью 60 кН; ПС16 — подвесной стеклянный на 160 кН; ПСГ-22 — подвесной стеклянный для районов с загрязненной атмосферой на 220 кН. Подвесные изоляторы тарельчатого типа выпускаются с электромеханической прочностью от 60 от 400 кН.

Подвесные стержневые изоляторы представляют собой фарфоровый стержень с ребрами, армированный на концах двумя металлическими шапками при помощи цементного раствора (рис. 5-11). Для прочного соединения шапок с фарфором концы стержня, а также внутренние опорные поверхности шапок имеют коническую форму.

Диаметр фарфорового стержня выбирается в зависимости от требуемой механической прочности с учетом того, что фарфор при таких толщинах имеет прочность на растяжение 1300—1400 Н/см^2.

Применение стержневых изоляторов дает значительную экономию металла за счет уменьшения числа шапок, уменьшение массы и, главное, длины изоляционной конструкции, на которой крепится провод. Недостатками изоляторов этого типа являются возможность их полного разрушения и падения провода на землю или заземленные конструкции. Ограничивает их применение также сравнительно невысокая механическая прочность.



Из-за большой длины пути утечки, а также относительно простой формы, обеспечивающей хорошую очистку поверхности дождем и ветром, стержневые изоляторы весьма перспективны для районов с загрязненной атмосферой. Изолятор с винтообразными ребрами (рис. 5-12) хорошо очищается струей дождевой воды, стекающей по желобу, который образует ребро.

Рис. 5-12. Стержневой подвесной изолятор на 35 кВ с винтовыми ребрами.

ГЛАВА ШЕСТАЯ

ИЗОЛЯЦИЯ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ И РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ

6-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Внешняя изоляция воздушных линий электропередачи и распределительных устройств (РУ) состоит из ряда чисто воздушных промежутков между проводами или шинами разных фаз и заземленными конструкциями, а также воздушных промежутков вдоль поверхностей изоляторов, на которых крепятся провода или шины. Кроме того, в РУ к ней относится внешняя изоляция оборудования, присоединенного к шинам подстанции.

Воздушные линии и РУ имеют и внутреннюю изоляцию. На линиях ее составляет внутренняя изоляция линейных изоляторов, а в РУ — внутренняя изоляция различных изоляторов и высоковольтного оборудования: силовых и измерительных трансформаторов, коммутационных аппаратов и т. д.

При использовании стандартного оборудования и изоляторов проектирование изоляции воздушных линий и РУ сводится к определению необходимых изоляционных расстояний по воздуху и выбору изоляторов для крепления проводов или шин.

Изоляцию линий электропередачи в пролетах между опорами образуют воздушные промежутки провод — земля, провод — провод и провод — трос. Первый из них имеет минимальную длину в середине пролета и выбирается с учетом возможного сокращения изоляционного расстояния при проезде под линией транспорта. Расстояния между фазами определяются необходимой электрической прочностью изоляции и требованиями безопасности при подъеме монтера на стойку опоры для проведения работ под напряжением. По условиям безопасности расстояния от проводов (или арматуры) до ближайших частей опоры должны быть, например, на линиях 330 кВ не менее 2,8 м, а на линиях 500 кВ — не менее 5,3 м. При этом должна быть еще учтена возможность отклонения гирлянд изоляторов под действием ветра.

Изоляция линий на опорах включает в себя, помимо изоляторов, ряд воздушных промежутков, число которых зависит от конструкции опор и определяется возможными путями развития разряда. Так, на металлических и железобетонных опорах может происходить пробой воздушного промежутка между проводом и одним из элементов конструкции опоры или перекрытие гирлянды. Например, на опоре, приведенной на рис. 6-1, *а*, возможен пробой воздушного промежутка по пути *а—б* или перекрытие по пути *а—а*.

На линиях с деревянными опорами, кроме изоляторов, дополнительной изоляцией служат деревянные стойки и траверсы. При наличии грозозащитных тросов (рис. 6-1, *б*) может происходить либо перекрытие по пути *а—а*, включающем гирлянду изоляторов и часть

траверсы, либо пробой воздушного промежутка по пути *а—б* между проводом и спуском, соединяющим трос с заземлителем. На деревянных опорах без тросов (рис. 6-1, *в*) может происходить перекрытие между проводами разных фаз по пути *а—в* или пробой по пути *а—г*, который включает воздушный промежуток *а—б* и участок стойки опоры *б—г*.

Пути, по которым может произойти развитие разряда во внешней изоляции РУ, определяются взаимным расположением шин и заземленных конструкций (порталов и т. д.), размещением и конструктивными особенностями высоковольтного оборудования.

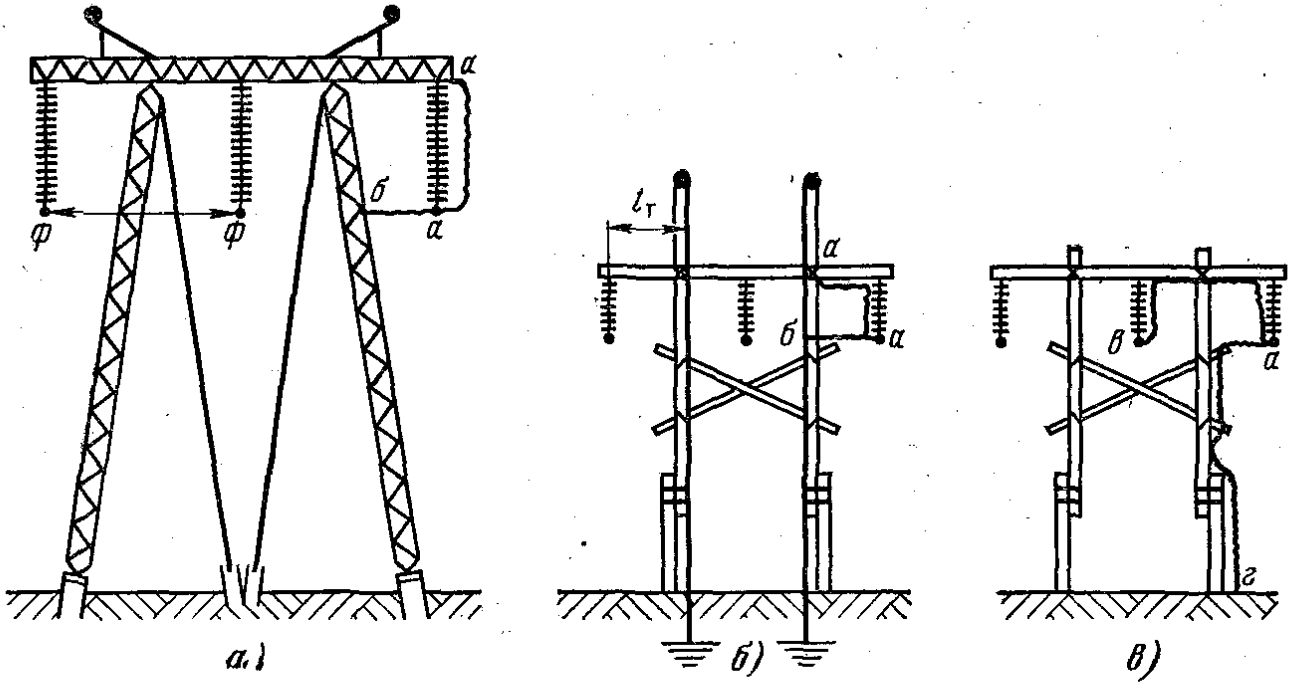


Рис. 6-1. Возможные пути перекрытия изоляции на промежуточных опорах воздушных линий.

а — металлическая опора портального типа с оттяжками линии 500 кВ; *б* — деревянная опора линии 110 кВ с тросами; *в* — деревянная опора линии 110 кВ без тросов.

Как уже отмечалось в гл. 5, на воздушных линиях и в РУ в настоящее время применяются фарфоровые и стеклянные изоляторы нескольких типов. В последние годы большое внимание уделяется разработке траверс из изоляционных материалов, применение которых позволит уменьшить габариты и стоимость опор воздушных линий электропередачи. Наиболее перспективными материалами для этих целей считаются эпоксидные компаунды, армированные для повышения механической прочности стекловолокном. Основная трудность состоит в создании компаундов с достаточно высокой трекингостойкостью (§ 4-4). У нас в стране ведутся также разработки элементов опор из изоляционного бетона.

Некоторые конструкции изоляционных траверс проходят уже проверку в условиях эксплуатации. Например, на рис. 6-2 показана опора линии 132 кВ (Англия) с изоляционной траверсой, состоящей из четырех элементов, каждый из которых выполнен из эпоксидного компаунда на основе циклоалифатических смол и армирован стекловолокном. В нашей стране на одной из линий 35 кВ

установлены фигурные изоляционные конструкции (рис. 6-3) из полиэфирной смолы с минеральным наполнителем, также армированные стекловолокном. Для повышения трекингостойкости в состав введен фторопласт.

Разработка изоляционных траверс, видимо, потребует еще значительного времени, поэтому в ближайшей перспективе подвеска проводов на воздушных линиях будет осуществляться по-прежнему с помощью фарфоровых и стеклянных изоляторов.

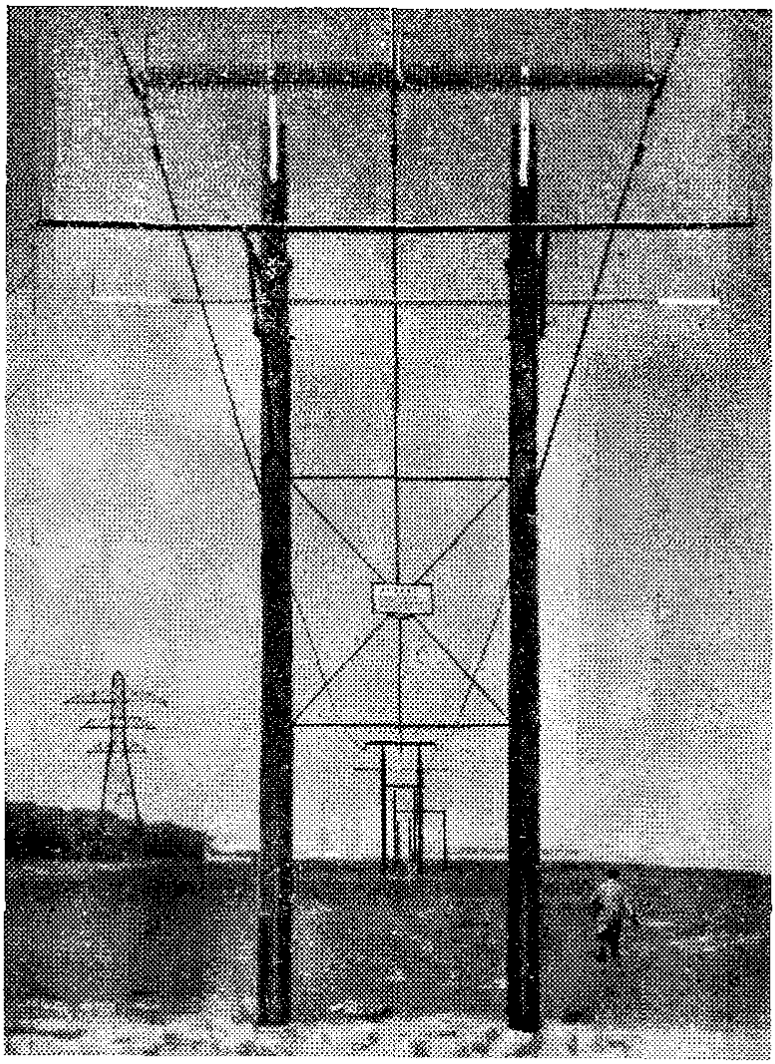


Рис. 6-2. Линия 132 кВ на опорах с изоляционными траверсами.

Как показывают расчеты, для воздушных линий и РУ экономически целесообразно допускать небольшое число аварийных отключений из-за перекрытия внешней изоляции при редких, особо неблагоприятных условиях. Благодаря этому удается снизить требования к электрической прочности внешней изоляции, сократить изоляционные расстояния и стоимость сооружения линий и РУ. Вместе с тем средний ущерб от одного такого отключения получается относительно небольшим из-за способности внешней изоляции быстро восстанавливать свою электрическую прочность. Поэтому при малых числах аварийных отключений экономия от снижения требований к внешней изоляции оказывается больше, чем ущерб от аварийных отключений, вызванных перекрытиями изоляции.

Снизить требования к электрической прочности внешней изоляции позволяют и средства, ограничивающие число и амплитуды перенапряжений, в частности средства молниезащиты, а также устройства, позволяющие быстро устранять дуговые замыкания, возникшие в результате перекрытия внешней изоляции (дугогасящие аппараты, АПВ).

Таким образом, конкретные требования к электрической прочности внешней изоляции воздушных линий и РУ, а также допусти-

мые числа аварийных отключений из-за перекрытия изоляции могут быть определены лишь на основании технико-экономических расчетов, учитывающих стоимость сооружения линий и РУ, затраты на средства ограничения перенапряжений и устранения дуговых замыканий, а также ущерба от аварийных отключений. В таких расчетах используются статистические методы, которые учитывают случайный характер изменения метеорологических условий, появления перенапряжений, а также процессов перехода перекрытия внешней изоляции в устойчивое замыкание.

При проектировании воздушных линий 330 кВ и более высоких классов напряжения считается допустимым 0,1—0,2 отключения на 100 км линии в год; для линий более низкого напряжения допускается большее число отключений.

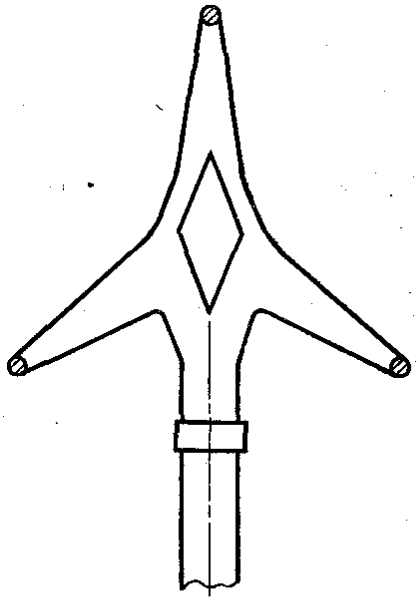


Рис. 6-3. Фигурная изоляционная конструкция для линии 35 кВ.

К внешней изоляции РУ предъявляются более высокие требования в отношении надежности, так как при аварийном отключении шин подстанции ущерб значительно больше, чем при отключении линии. Вместе с тем внешняя изоляция РУ работает в условиях более благоприятных, нежели изоляция линий: относительно небольшая площадь РУ надежно защищается от прямых ударов молнии, амплитуды волн грозовых перенапряжений, приходящих с воздушных линий, ограничиваются вентильными разрядниками (гл. 16). Последние устанавливаются для защиты внутренней изоляции наиболее дорогостоящего оборудования — силовых трансформаторов, реакторов и т. д., но защищают и внешнюю изоляцию РУ. В случае закрытых РУ, когда ошиновка и высоковольтное оборудование размещаются в специальных помещениях, исключается возможность сильного загрязнения и увлажнения поверхностей изоляторов.

6-2. РАЗРЯДНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛИНЕЙНЫХ И АППАРАТНЫХ ИЗОЛЯТОРОВ

Электрическая прочность внешней изоляции линейных и аппаратных изоляторов, как было показано в гл. 4, существенно зависит от состояния их поверхностей и от вида воздействующего напряжения.

Перекрытие изолятора наружной установки может произойти и при рабочем напряжении, если его поверхности достаточно сильно загрязнены и увлажнены. Механизм развития разряда в таких условиях рассматривался в § 4-4, где было показано, что значение напряжения перекрытия $U_р$ зависит прежде всего от характеристик слоя загрязнения. Однако при прочих равных условиях, как сле-

дует из (4-7), оно прямо пропорционально длине $L_у$ пути утечки по поверхности изолятора.

При выводе (4-7) предполагалось, что вся поверхность изолятора загрязнена и увлажнена строго равномерно. На самом деле поверхности изоляторов загрязняются и увлажняются неравномерно. Кроме того, при сложной форме изолятора разряд на отдельных участках может отрываться от поверхности и развиваться по наикратчайшему пути в воздухе. В результате эффективно используется не вся *геометрическая* длина пути утечки $L_у$, а только ее часть. Поэтому напряжение перекрытия изоляторов, загрязненных в реальных условиях эксплуатации, пропорционально не геометрической, а *эффективной* длине пути утечки

$$L_{эф} = L_у/k, \tag{6-1}$$

где $k \geqslant 1{,}0$ — поправочный коэффициент, иногда называемый коэффициентом формы изолятора.

Для гирлянд и колонок, состоящих из n изоляторов,

$$L_{эф} = nL_{у.и}/k, \tag{6-2}$$

где $L_{у.и}$ — геометрическая длина утечки одного изолятора, входящего в состав гирлянды или колонки.

Коэффициент k зависит не только от формы изолятора, но и от условий его загрязнения, т. е. от скорости ветра и интенсивности мокрых осадков, от адгезионных и других свойств загрязняющих веществ. Поэтому значения k определяют экспериментальным путем. При отсутствии опытных данных k можно приближенно оценить по эмпирическим формулам:

для изоляторов стержневого типа

$$k = 0{,}35\left(1 - \frac{L_у}{H_ф}\right); \tag{6-3}$$

для изоляторов тарельчатого типа

$$k = 1 + 0{,}5\left(\frac{L_у}{D} - 1\right), \tag{6-4}$$

где $H_ф$ — длина фарфорового тела изолятора стержневого типа; D — диаметр тарелки изолятора.

Эффективная длина $L_{эф}$ пути утечки является важнейшей характеристикой изолятора наружной установки, определяющей его способность длительно без перекрытий выдерживать рабочее напряжение в условиях загрязнения. В справочной литературе, однако, указываются длины $L_у$, которые не зависят от условий эксплуатации, легко и точно определяются для каждого изолятора.

Диапазоны изменения $L_у$ у стандартных аппаратных изоляторов наружной установки приведены ниже, значения $L_у$ для линейных подвесных изоляторов указаны в табл. 6-1.

При отсутствии специальных мер, при рабочем напряжении на изоляторах линий и РУ может возникать коронный разряд (гл. 3),

который опасен прежде всего интенсивными радиопомехами. Поэтому в случае необходимости изоляторы или аппараты, в состав которых они входят, снабжаются экранами, имеющими поверхности с достаточно большими радиусами кривизны. Такие экраны выравнивают электрическое поле около изолятора и тем самым резко повышают напряжение появления короны.

Номинальное напряжение изолятора или аппарата, кВ	Длина пути утечки, см
10	20—35
35	60—120
110	150—330
220	350—600
330	570—820
500	800—1100
750	1000—1500

Напряжение $U_{к.и}$ на отдельном подвесном изоляторе тарельчатого типа, при котором на нем возникает корона, зависит от типа изолятора и лежит в пределах 28—50 кВ (табл. 6-1), т. е. *достаточно велико. Однако напряжение* $U_{к.г}$ *на гирлянде из* n изоляторов, соответствующее появлению короны на одном из изоляторов, может быть значительно меньше $nU_{к.и}$ и при некоторых условиях оказаться ниже рабочего напряжения. Объясняется это

Таблица 6-1

Характеристики подвесных линейных изоляторов

Тип изолятора	Гарантированная электромеханическая нагрузка, кН, не менее	Основные размеры, мм			Поправочный коэффициент k	Действующее напряжение короны, кВ	Действующая средняя мокроразрядная напряженность $E_{мр}$, кВ/м
		H	D	$L_у$			
Изоляторы из закаленного стекла							
ПС6-А	60	130	255	255	1,0	28	260
ПС12-А	120	140	260	325	1,2	35	230
ПС16-А	160	180	320	360	—	—	—
ПС16-Б	160	170	280	390	1,2	40	230
ПС22-А	220	200	320	390	1,1	40	230
ПС30-А	300	190	320	350	1,1	45	200
ПС40-А	400	190	330	445	1,1	50	200
Фарфоровые изоляторы							
ПФ6-А	60	167	270	285	1,0	—	210
ПФ6-Б	60	140	270	280	—	—	250
ПФ6-В	60	140	270	324	1,1	35	250
ПФ16-А	160	173	280	385	1,2	—	240
ПФ20-А	200	194	350	420	1,1	—	240
Изоляторы для районов с повышенным уровнем загрязнения							
ПФГ-5	50	194	250	450	—	—	—
ПФГ-6	60	198	270	470	—	—	—
ПФГ-8	80	214	300	470	—	—	—
ПСГ-16А	160	160	320	480	—	—	—
ПСГ-16Б	160	180	350	555	—	—	—
ПСГ-22А	220	185	370	570	—	—	—

тем, что напряжение, приложенное к гирлянде, распределяется по изоляторам неравномерно.

Для выяснения причин неравномерного распределения напряжения обратимся к схеме замещения гирлянды, показанной на рис. 6-4. На этой схеме C — собственная емкость изолятора, составляющая для тарельчатых изоляторов 50—70 пФ; C_1 — емкость изолятора по отношению к земле; C_2 — емкость изолятора по отношению к проводу. Значения емкостей C_1 и C_2 зависят от положения изолятора в гирлянде; в среднем $C_1 = 4$—5 пФ, $C_2 = 0{,}5$—$1{,}0$ пФ.

Наличие емкостей C_1 и C_2 и обусловливает неравномерное распределение напряжения по элементам гирлянды. Рассмотрим сначала влияние только емкостей C_1. Очевидно, вследствие ответвления тока в эти емкости токи, проходящие через собственные емкости изоляторов, а следовательно, и падения напряжения на изоляторах будут тем меньше, чем дальше от провода находится изолятор. Если теперь рассмотреть влияние только емкостей по отношению к проводу, то картина изменится: токи через емкости C и соответственно падения напряжения будут меньше на тех изоляторах, которые находятся дальше от заземленного конца гирлянды.

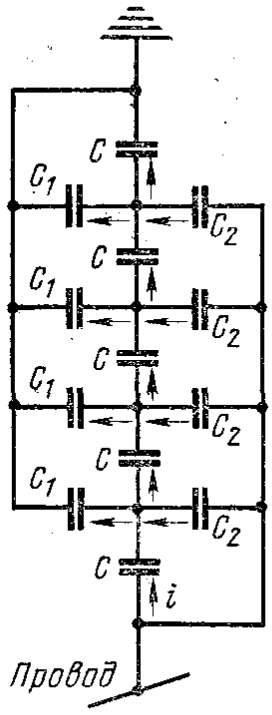


Рис. 6-4. Схема замещения гирлянды изоляторов.

В реальных условиях, т. е. при $C_1 > C_2 \neq 0$, наибольшее напряжение прикладывается к изолятору, расположенному около провода, наименьшие напряжения — к изоляторам, находящимся в середине гирлянды, и несколько повышенные — к изоляторам у заземленного конца гирлянды.

Как показывают измерения, при одиночных проводах и числе изоляторов $n > 6$—10 на первый от провода изолятор приходится 20—25% напряжения, приложенного ко всей гирлянде. В таких условиях на линиях 330 кВ и более высоких классов напряжения на ближайших к проводам изоляторах гирлянд рабочее напряжение будет достаточным для появления короны. Однако на таких линиях применяются расщепленные провода, емкость изоляторов относительно которых значительно больше. Поэтому распределение напряжения вдоль гирлянды получается более равномерным, и корона при «хорошей» погоде на изоляторах отсутствует.

В случае необходимости дополнительной мерой регулирования распределения напряжения по изоляторам гирлянды может служить специальная арматура в виде колец, восьмерок или овалов, укрепляемая на конце гирлянды со стороны провода. Такая арматура увеличивает емкость изоляторов по отношению к проводу, благодаря чему падение напряжения на ближайших к проводу изоляторах уменьшается.

Приведенные выше рассуждения относятся к гирляндам, изоляторы которых имеют сухие и чистые поверхности. При смачивании

изоляторов дождем, а также при загрязнении их проводящими осадками распределение напряжения определяется главным образом проводимостями по поверхностям изоляторов и чаще всего имеет более равномерный характер.

Для линейных и аппаратных изоляторов всех типов и классов напряжения достаточно полной характеристикой электрической прочности их внешней изоляции при воздействии кратковременных перенапряжений являются значения испытательных напряжений — импульсных и промышленной частоты, прикладываемых при сухом состоянии поверхностей и под дождем (§ 11-2).

Это, однако, не относится к гирляндам. Тарельчатые изоляторы, из которых составляют гирлянды, испытываются по одному. Значения испытательных напряжений таких изоляторов не могут характеризовать электрическую прочность гирлянд. Объясняется это тем, что пути развития разряда для одиночного изолятора и такого же изолятора в гирлянде различны.

У отдельно испытываемого изолятора разряд идет целиком по его поверхности или частично по воздуху (*вба*$_1$, рис. 6-5). В гирлянде из n изоляторов он может развиваться либо по путям *вбг*, суммарная длина которых равна $nl_р$, либо по пути *де*. Длина последнего при больших n приблизительно равна длине гирлянды $l_г = nH$, где H — строительная высота изолятора.

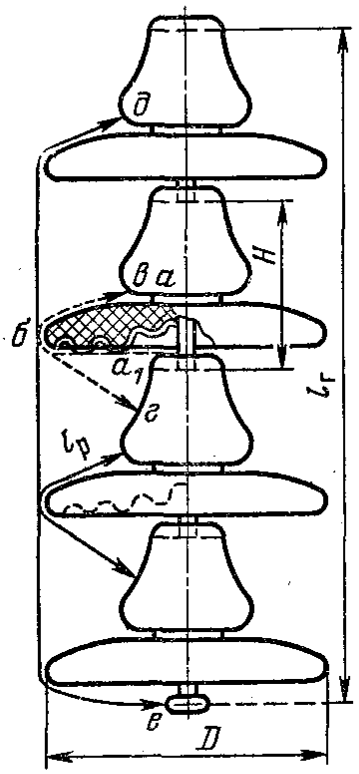


Рис. 6-5. Пути развития разряда по гирлянде изоляторов.

В первом случае средние сухоразрядные напряженности ниже, так как значительная часть пути разряда лежит вдоль поверхности изоляторов. Опыт показывает, что при $l_р/H < 1{,}3$ разряд идет по этому пути, несмотря на то, что $nl_р > l_г$. При $l_р/H \geqslant 1{,}3$ разряд развивается по пути *де*, а сухоразрядные напряженности достигают максимально возможных значений, равных средним разрядным напряженностям воздушного промежутка стержень — стержень.

Сухоразрядное напряжение гирлянды, измеренное при частоте 50 Гц, мало зависит от типа изолятора и определяется для гирлянд без арматуры строительной длиной гирлянды, а для гирлянд с арматурой — наименьшим расстоянием между арматурой и траверсой (рис. 6-6).

Мокроразрядные напряжения $U_{мр}$ гирлянд, измеренные при частоте 50 Гц, в соответствии с (4-7) практически линейно зависят от суммарной длины пути утечки и, следовательно, от числа изоляторов n. Эта зависимость может быть представлена в виде

$$U_{мр} = nHE_{мр}, \qquad (6\text{-}5)$$

где $E_{мр}$ — средняя мокроразрядная напряженность, зависящая от формы изолятора; для фарфоровых и стеклянных изоляторов она лежит в пределах 200—260 кВ/м (табл. 6-1).

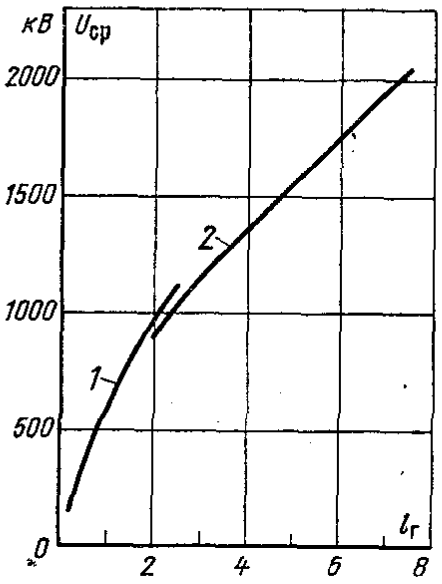


Рис. 6-6. Амплитуды сухоразрядных напряжений в зависимости от длины гирлянд изоляторов (данные НИИПТ).

1 — гирлянды без арматуры; *2* — гирлянды с арматурой.

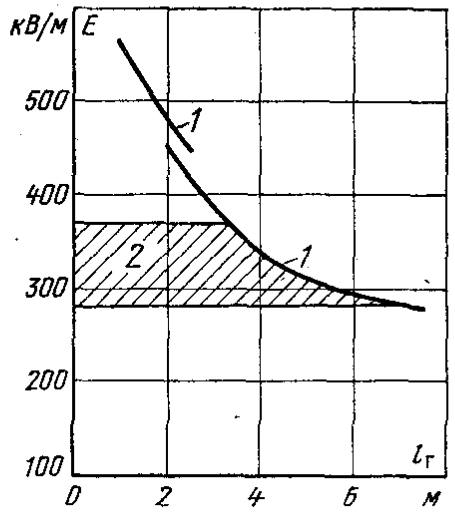


Рис. 6-7. Сравнение амплитуд сухо- и мокроразрядных напряженностей для гирлянд изоляторов разной длины.

1 — сухоразрядные напряженности (по данным рис. 6-6); *2* — диапазон значений мокроразрядных напряженностей (по данным табл. 6-1).

Средние сухо- и мокроразрядные напряженности для гирлянд разной длины сопоставлены на рис. 6-7. При относительно малых длинах гирлянд $E_{мр} < E_{ср}$, т. е. смачивание поверхностей изолято-

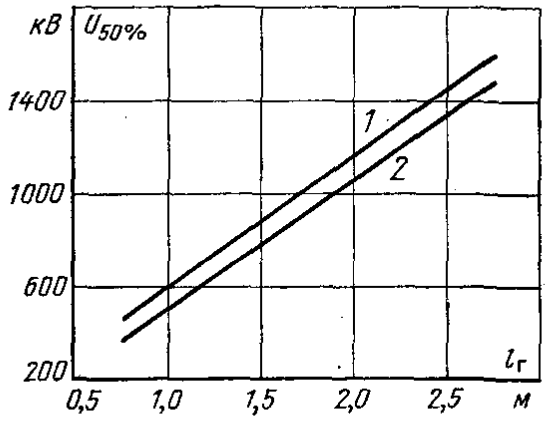


Рис. 6-8. Импульсные 50%-ные разрядные напряжения гирлянд изоляторов без арматуры при положительных и отрицательных импульсах (данные НИИПТ).

1 — изоляторы типов ПС, ПФ (кроме ПФ6-А); *2* — изоляторы типа ПФ6-А.

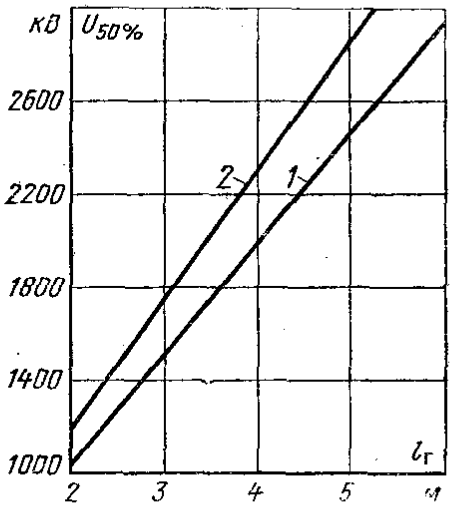


Рис. 6-9. Импульсные 50%-ные разрядные напряжения гирлянд изоляторов с арматурой при положительных (*1*) и отрицательных (*2*) импульсах (данные НИИПТ).

ров дождем вызывает значительное снижение разрядных напряжений. При больших длинах гирлянд $E_{мр} = E_{ср}$, так как из-за уменьшения электрической прочности по пути *де*, наблюдаемого и у про-

межутка стержень — стержень, разряд всегда развивается по воздуху независимо от состояния поверхностей изоляторов.

При импульсах коммутационных перенапряжений 50%-ные разрядные напряжения сухих гирлянд несколько превышают сухоразрядные напряжения, измеренные при частоте 50 Гц: для $l_г < 2$ м примерно на 5—10%, а для $l_г = 5$—6 м — на 20—30%. При дожде относительно медленные процессы в слое влаги на поверхности изоляторов (§ 4-4) не успевают развиться из-за кратковременности перенапряжений. Поэтому при коммутационных импульсах 50%-ные разрядные напряжения оказываются значительно выше, чем мокроразрядные при частоте 50 Гц (примерно в 1,5 раза).

При грозовых импульсах 1,2/50 мкс состояние поверхности изоляторов практически не оказывает влияния на разрядное напряжение. Зависимости от длины гирлянд 50%-ных импульсных разрядных напряжений для гирлянд без арматуры и с арматурой показаны на рис. 6-8 и 6-9.

6-3. ВЫБОР ИЗОЛЯТОРОВ ДЛЯ ЛИНИЙ И РУ

Как уже отмечалось в § 6-1, число аварийных отключений из-за перекрытия изоляторов при всех видах воздействующих напряжений и всех возможных изменениях метеорологических условий должно быть достаточно мало. В связи со случайным характером процессов, приводящих к перекрытиям и аварийным отключениям, задача выбора изоляторов для линий и РУ в полном объеме должна решаться, очевидно, статистическими методами с использованием функции распределения максимальных значений перенапряжений, параметров, характеризующих метеорологические условия, и т. д. Однако опыт проектирования и эксплуатации линий и РУ показывает, что определяющим является условие выбора изоляторов по рабочему напряжению. Число же отключений при перенапряжениях либо оказывается незначительным, либо его целесообразнее ограничивать до приемлемых значений с помощью средств грозозащиты, дугогасящих аппаратов, АПВ и др.

Условие отсутствия перекрытия изолятора при рабочем напряжении $U_{раб}$ на основании (4-7), (6-1) и (6-2) может быть записано в следующем виде:

$$U_р = k_1 \left(\frac{\rho_п}{\Delta D_э} \right)^{0,4} L_{эф} > U_{раб}$$

или

$$\frac{L_{эф}}{U_{раб}} > \left(\frac{\Delta D_э}{\rho_п} \right)^{0,4} \frac{1}{k_1}. \qquad (6\text{-}6)$$

Входящие в (6-6) удельное сопротивление $\rho_п$ и толщина слоя загрязнения Δ зависят от особенностей источников загрязнения атмосферы и метеорологических условий. Поэтому они изменяются во времени случайным образом. Очевидно, вероятность перекрытия изолятора при рабочем напряжении равна вероятности появления

таких условий, при которых $\rho_п$ и Δ принимают значения, соответствующие нарушению условия (6-6).

Таким образом, для конкретной местности с определенными метеорологическими условиями, свойствами и интенсивностью загрязнения атмосферы вероятность перекрытия изолятора и, следовательно, среднее число отключений при рабочем напряжении будут зависеть от величины $L_{эф}/U_{л.\,макс} = \lambda_э$, где $U_{л.\,макс}$ — наибольшее линейное рабочее напряжение. Величина $\lambda_э$ получила название удельной длины пути утечки.

Для целей проектирования изоляции воздушных линий и РУ на основании многолетних эксплуатационных данных, относящихся к районам с разными источниками загрязнения и метеоусловиями, установлена система классификации местностей по степени загрязненности атмосферы и нормированы минимально допустимые значения $\lambda_э$, при которых обеспечивается приемлемо малое число отключений под действием рабочего напряжения. Нормированные значения $\lambda_э$ указаны в табл. 6-2.

Таблица 6-2

Нормированная удельная эффективная длина пути утечки

Степень загрязненности атмосферы	$\lambda_э$, см/кВ (не менее)				
	для воздушных линий при номинальном напряжении, кВ			для оборудования РУ при номинальном напряжении, кВ	
	35	110—220	330—750	35	110—750
I	1,7	1,3	1,3	1,70	1,50
II	1,90	1,60	1,50	1,70	1,50
III	2,25	1,90	1,80	2,25	1,80
IV	2,60	2,25	2,25	2,60	2,25*
V	3,50	3,00	3,00	3,50	3,00**
VI	4,00	3,50	3,50	4,00	3,50**

* Кроме напряжения 750 кВ.
** Кроме напряжения 500 и 750 кВ.

Методика определения степени загрязненности атмосферы, учитывающая все возможные источники загрязнения — промышленные предприятия, засоленные почвы и засоленные водоемы, подробно изложена в «Руководящих указаниях по выбору и эксплуатации изоляции в районах с загрязненной атмосферой». Первая, наименьшая степень загрязненности атмосферы соответствует районам с обычными полевыми загрязнениями: леса, тундра, лесотундра, луга, болота; вторая степень — земледельческим районам, в которых применяются химические удобрения, гербициды и другие химические вещества.

Степень загрязненности атмосферы вблизи промышленных предприятий устанавливается в зависимости от вида производства и

расстояния между источником загрязнений и воздушной линией или открытым РУ. По опасности уносов для внешней изоляции промышленные предприятия подразделяются на группы А, Б, В, Г и Д в порядке возрастания опасности. Для отдельных видов предприятий и производств установлены так называемые минимальные защитные интервалы M, т. е. размеры зоны, окружающей предприятие, за пределами которой степень загрязненности атмосферы не превышает I и II. Величина M в зависимости от вида и объема производства лежит в пределах от 300 до 9000 м. При расстояниях S от линии или РУ до источника промышленных загрязнений $M/3 < S < M$ для предприятий групп Б—Д загрязненность соответствует III степени; при $M/6 < S < M/3$ — для предприятий В—Д — IV степени и при $S < M/6$ — V и VI степени.

Степень загрязненности атмосферы вблизи засоленных почв устанавливается с учетом засоленности почвы и подверженности ее эрозии, площади засоленного массива и расстояния от этого массива до линии или открытого РУ. Загрязненность атмосферы в прибрежной зоне морей и соленых озер определяется в зависимости от солености воды и расстояния от береговой линии.

Как видно из табл. 6-2, допустимые значения $\lambda_э$ для сетей с изолированной нейтралью несколько увеличены. Это связано с возможностью продолжительной работы таких сетей с замыканием одной фазы на землю, когда напряжение на неповрежденных фазах возрастает до линейного.

В связи с нормированием величины $\lambda_э$ для изоляторов линий и РУ, в том числе и для изоляторов трансформаторов, коммутационных аппаратов и другого высоковольтного оборудования, должно соблюдаться условие

$$L_{эф}/U_{л.\ макс} \geqslant \lambda_э. \qquad (6\text{-}7)$$

Следовательно, выбор изоляторов и оборудования соответствующего класса напряжения для линий и РУ еще не гарантирует надежную работу их внешней изоляции. Все оборудование и изоляторы необходимо выбирать также и с учетом условия (6-7) и норм на величину $\lambda_э$, приведенных в табл. 6-2.

Применительно к гирляндам изоляторов условие (6-7) означает, что число n изоляторов в гирлянде должно быть

$$n \geqslant \lambda_э U_{л.\ макс}/L_{эф}, \qquad (6\text{-}8)$$

где $L_{эф}$ — эффективная длина пути утечки одного изолятора.

В соответствии с (6-8) и параметрами стандартных подвесных изоляторов (табл. 6-1) ПУЭ рекомендованы конкретные числа изоляторов разного типа для воздушных линий и РУ, расположенных в районах с обычными полевыми загрязнениями на высоте до 1000 м над уровнем моря. В связи с возможностью повреждения изоляторов в эксплуатации число n изоляторов увеличено против полученного из (6-8): для линий 110—220 кВ — на один, а для линий 330—500 кВ — на два изолятора.

Рекомендуемые ПУЭ числа изоляторов в гирляндах для линий и РУ разных классов напряжения с изоляцией нормального исполнения приведены в табл. 6-3. Для районов с другими условиями загрязнения числа изоляторов в гирляндах определяются по (6-8) и нормам на $\lambda_э$.

Таблица 6-3

Число изоляторов в гирляндах воздушных линий и РУ

Изолятор	Число изоляторов при номинальном напряжении, кВ								
	10	20	35	110	150	220	330	500	750
Для воздушных линий									
ПФ6-А	1	3	3	7	9	13	19	—	—
ПФ6-Б	1	3	3	7	10	14	20	27	—
ПФ6-В	1	3	3	7	9	13	19	26	—
ПФ16-А	—	—	—	6	8	11	17	23	—
ПФ20-А	—	—	—	—	—	10	14	20	—
ПС6-А	1	3	3	8	10	14	21	29	—
ПС12-А	—	—	3	7	9	13	19	26	—
ПС16-А	—	—	—	6	8	11	16	22	—
ПС16-Б	—	—	—	6	8	12	17	24	—
ПС22-А	—	—	—	—	—	10	15	21	30
ПС30-А	—	—	—	—	—	11	16	22	32
Для распределительных устройств									
ПФ6-А	—	4	4	8	10	14	20	29	—
ПФ6-Б	—	4	5	8	10	15	21	30	—
ПФ6-В	—	4	4	8	10	14	20	29	—
ПС6-А	—	4	4	9	11	16	22	33	—
ПС12-А	—	—	—	—	10	14	20	29	38

Следует отметить, что принятая в настоящее время методика выбора числа изоляторов в гирляндах по условию (6-8) не исключает проверку электрической прочности гирлянд при перенапряжениях и разных метеорологических условиях. Такая проверка может быть проведена, например, по (6-9) с учетом (6-5), а также соотношений между мокроразрядным напряжением гирлянды и ее разрядным напряжением при коммутационных импульсах. Она необходима при проектировании линий и РУ, расположенных в районах с чистой атмосферой, для которых число изоляторов в гирляндах, выбранное по рабочему напряжению, может быть уменьшено по сравнению с данными табл. 6-3. В дальнейшем, видимо, проверка гирлянд по разрядным характеристикам при перенапряжениях окажется необходимой и для районов с другими степенями загрязненности атмосферы, так как по мере совершенствования подвесных изоляторов и уменьшения их строительной высоты будут сокращаться и длины гирлянд.

6-4. ОСОБЕННОСТИ ИЗОЛЯЦИИ ЛИНИЙ НА ДЕРЕВЯННЫХ ОПОРАХ

В настоящее время деревянные опоры используются на линиях с номинальным напряжением до 220 кВ. Сооружение таких линий обходится дешевле, чем сооружение линий на металлических опорах. У нас в стране длина линий на деревянных опорах составляет примерно треть общей протяженности сетей напряжением 35 кВ и выше.

Древесина обладает изоляционными свойствами, поэтому, например, участок деревянной траверсы длиной $l_т$ между точкой подвеса гирлянды и заземляющим спуском на опорах с тросами может рассматриваться как дополнительная изоляция провода относительно земли (рис. 6-1, *б*). Точно так же участок траверсы между точками закрепления двух гирлянд на опорах без тросов является дополнительной междуфазной изоляцией.

Изоляционные свойства дерева в значительной степени зависят от его состояния. Хорошо высушенная древесина обладает относительно высокой электрической прочностью. Однако вследствие пористости и высокой гигроскопичности она всегда содержит большое количество влаги (15—40%). Увлажненность древесины сильно зависит от атмосферных условий и может изменяться в достаточно широких пределах. При этом в широком диапазоне изменяется и ее электрическая прочность. Наиболее низкое разрядное напряжение имеет дерево, поверхность которого смачивается ливневым дождем.

Участки деревянных траверс на опорах оказываются соединенными последовательно с гирляндами изоляторов. Однако общая электрическая прочность такой комбинированной изоляции получается существенно ниже суммы прочностей отдельно взятых ее элементов. Объясняется это сложным характером распределения напряжения между гирляндой и участком траверсы, зависящим к тому же от формы воздействующего напряжения.

При переменном напряжении и внутренних перенапряжениях приложенное напряжение распределяется по сопротивлениям. В этом случае в сухую погоду дерево практически не разгружает гирлянду. Под дождем и при загрязнениях, когда сопротивление гирлянды уменьшается, дерево принимает на себя часть напряжения, определяемую соотношением сопротивлений утечки траверсы и гирлянды. Перекрытие изоляции всегда происходит каскадно: сначала перекрывается гирлянда, а затем траверса. По данным ВНИИЭ, деревянная траверса увеличивает мокроразрядное напряжение линейной изоляции на 15—20%. Этого вполне достаточно, чтобы сократить количество изоляторов в гирляндах на один элемент. На линиях 35—220 кВ с деревянными опорами количество изоляторов в гирлянде принимается на один меньше, чем это указано в табл. 6-3.

Следует отметить, что вследствие загрязнения гирлянд и увеличения токов утечки возникает опасность возгорания опор. Опыт

показывает, что в некоторых случаях возгорание опор под действием больших токов утечки может составлять 10—15% общего числа аварий, происходящих с деревянными опорами.

При грозовых перенапряжениях характер распределения приложенного напряжения изменяется: на первый план выступает соотношение емкостей гирлянды и траверсы. В этом случае траверса воспринимает значительно большую долю напряжения, и импульсная прочность линейной изоляции существенно повышается. Для ориентировочных расчетов дополнительную импульсную прочность, создаваемую деревянной траверсой, принимают равной 100 кВ на 1 м пути разряда по этой траверсе. Например, 50%-ное импульсное разрядное напряжение изоляции на опоре линии 110 кВ (рис. 6-1, *б*) будет составлять:

$$U_{50\%} = U_{г\ 50\%} + 100 l_т = 500 + 100 \cdot 2 = 700 \text{ кВ};$$

здесь $U_{г\ 50\%} = 500$ кВ — 50%-ное импульсное разрядное напряжение гирлянды из шести изоляторов типа ПФ6-А (рис. 6-8); $l_т = 2$ м — длина участка траверсы на опорах линий 110 кВ.

Сравнение показывает, что 50%-ное импульсное разрядное напряжение изоляции на деревянных опорах выше, чем на металлических или железобетонных. В рассматриваемом примере эта разница составляет около 130 кВ (50%-ное импульсное разрядное напряжение гирлянд из семи изоляторов ПФ6-А, которые применяются на линиях 110 кВ с металлическими опорами, равно 570 кВ). В связи с этим линии на деревянных опорах обладают лучшими грозозащитными характеристиками, чем линии на металлических и железобетонных опорах (гл. 17).

6-5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МИНИМАЛЬНЫХ ИЗОЛЯЦИОННЫХ РАССТОЯНИЙ НА ОПОРАХ

Воздушные промежутки между проводами и заземленными частями опор должны иметь электрическую прочность не меньше, чем гирлянды изоляторов. Если воздушная линия проходит в местности с очень низкой грозовой деятельностью и редко подвергается грозовым перенапряжениям, то импульсная прочность ее изоляции не имеет значения. В таких случаях минимальные изоляционные расстояния на опорах выбираются так, чтобы их прочность не была ниже мокроразрядных напряжений гирлянд, т. е. выбираются по значению внутренних перенапряжений. На линиях электропередачи, подверженных грозовым перенапряжениям, воздушные промежутки должны иметь и импульсные разрядные напряжения не ниже, чем у гирлянд изоляторов. В последнем случае для линий напряжением до 500 кВ импульсная прочность оказывает влияние на величину изоляционных расстояний.

Разумеется, минимальные изоляционные расстояния определяются с учетом отклонения гирлянд от вертикального положения под действием ветра.

При расчете допустимой длины воздушного промежутка провод — опора по уровню внутренних перенапряжений сначала определяется расчетное значение разрядного напряжения воздушного промежутка $U_{\text{расч}}$ по соотношению

$$\alpha\beta U_{\text{расч}} \geqslant K_{\text{доп}} U_{\text{раб. макс}}, \qquad (6\text{-}9)$$

где $\alpha \approx 0{,}85$ — коэффициент, учитывающий возможность разброса величин разрядных напряжений; β — коэффициент, учитывающий снижение разрядных напряжений при неблагоприятных атмосферных условиях (по результатам статистической обработки одновременных измерений давления, температуры и влажности воздуха в различных пунктах страны коэффициент β для высоты до 1000 м над уровнем моря может быть принят равным 0,84); $K_{\text{доп}}$ — допустимая кратность внутренних перенапряжений (гл. 19).

Таблица 6-4

Наименьшие изоляционные расстояния по воздуху на опорах воздушных линий электропередачи

Расчетные условия	Наименьшие изоляционные расстояния, см, при номинальном напряжении ВЛ, кВ								
	до 10	20	35	110	150	220	330	500	750
По грозовым перенапряжениям	20/20	40/45	40/50	100/135	130/175	180/250	260/310	320/400	—
По внутренним перенапряжениям	10/22	15/33	30/44	80/140	110/140	160/200	215/280	300/420	410/600
По рабочему напряжению	—	7/15	10/20	25/45	35/60	55/95	80/140	115/200	190/330

Примечание. В числителе — между токоведущими и заземленными частями ВЛ, в знаменателе — между фазами ВЛ.

По расчетному значению разрядного напряжения $U_{\text{расч}}$ и по опытным кривым разрядных напряжений промежутков провод — опора определяется необходимое значение изоляционного расстояния.

При выборе длины воздушного промежутка по грозовым перенапряжениям расчетное значение разрядного напряжения принимается равным 50%-ному импульсному разрядному напряжению гирлянды изоляторов. Поправка на метеорологические условия не вносится, поскольку импульсные прочности воздушных промежутков и гирлянд изоляторов в зависимости от этих условий изменяются примерно одинаково.

В табл. 6-4 приведены минимальные изоляционные расстояния на опорах линий электропередачи.

6-6. ИЗОЛЯЦИОННЫЕ РАССТОЯНИЯ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВАХ

При определении изоляционных расстояний по воздуху между токоведущими частями, а также от токоведущих до заземленных элементов распределительного устройства необходимо руководствоваться испытательными напряжениями, установленными для элек-

трооборудования; при этом для РУ напряжением до 220 кВ за основу нужно принимать импульсные испытательные напряжения, а для РУ 330 и 500 кВ — испытательные напряжения промышленной частоты. Определение необходимой длины воздушных промежутков производится по экспериментальным кривым разрядных напряжений.

Поскольку ошиновка РУ весьма протяженна и вероятность пробоя воздушных промежутков при такой протяженности ошиновки повышается, вводится коэффициент запаса. Изоляционные расстояния между фазами принимаются на 10% больше, чем между фазой и землей. Если ошиновка гибкая, то изоляционные расстояния должны быть увеличены с учетом возможных сближений проводов в пролете под действием ветра или изменений температуры.

Таблица 6-5

Наименьшие изоляционные расстояния в свету от токоведущих частей до различных элементов распределительных устройств подстанций

Расчетные условия	Наименьшие изоляционные расстояния, см, при номинальном напряжении подстанции, кВ							
	до 10	20	35	110	150	220	330	500
По электрической прочности:								
между токоведущими частями разных фаз при жесткой ошиновке	20	30	40	90	130	180	250	375
между токоведущими и заземленными частями при жесткой ошиновке	22	33	44	100	140	200	280	420
По условиям безопасности персонала:								
от неогражденных токоведущих частей до земли	290	300	310	360	400	450	520	645
от токоведущих частей до ограждений, зданий и сооружений, а также между токоведущими частями разных цепей (по горизонтали), если предусматривается работа одной цепи при отключенной другой	220	230	240	290	330	380	450	575
от токоведущих частей до транспортируемого оборудования, а также от контактов разъединителя в отключенном положении до заземленных и токоведущих частей	95	105	115	165	205	255	325	450

В целях обеспечения безопасности обслуживающего персонала расстояния между фазой и землей в тех местах, где это необходимо, должны быть увеличены. Минимальные расстояния от неогражденных токоведущих частей до земли увеличиваются на 270 см, при этом расстояние от нижней кромки диэлектрической части изоляторов до земли должно быть не меньше 250 см. Минимальные рас-

стояния между токоведущими частями и ограждениями, зданиями или сооружениями увеличиваются на 200 см. Минимальные расстояния от токоведущих частей до транспортируемого оборудования увеличиваются на 75 см.

Минимальные изоляционные расстояния в свету для открытых РУ 3—500 кВ приведены в табл. 6-5.

6-7. ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЙ КОНТРОЛЬ ЛИНЕЙНОЙ ИЗОЛЯЦИИ

Своевременное выявление дефектных изоляторов и замена их новыми имеют большое значение для надежной эксплуатации линий электропередачи. Один из методов обнаружения состоит в измерении распределения напряжения по гирлянде изоляторов, которое может производиться при рабочем напряжении. Затем полученное опытным путем распределение напряжения сравнивается с нормированным распределением для исправных гирлянд. Если на каком-либо изоляторе падение напряжения оказывается ниже нормы, то это указывает на неисправность изолятора.

Для определения падений напряжения на изоляторах гирлянды применяются штанги с измерительным искровым промежутком. При измерениях расстояние между электродами промежутка может изменяться с помощью шнура из изоляционного материала. На конце штанги имеется указатель расстояния, отградуированный в киловольтах. Включенный последовательно с искровым промежутком конденсатор должен выдерживать напряжение наиболее нагруженного изолятора и предназначен для предотвращения перекрытия гирлянды в случаях, когда штанга наложена на хороший изолятор, а в гирлянде имеются один или несколько поврежденных.

В последнее время для контроля линейных изоляторов разрабатываются методы, основанные на индикации частичных разрядов (гл. 8), которые возникают в головке поврежденных фарфоровых изоляторов.

ГЛАВА СЕДЬМАЯ

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

7-1. ОСОБЕННОСТИ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Понятие внутренняя изоляция объединяет различные по устройству, габаритам, выполняемым функциям, по механическим и электрическим характеристикам изоляционные конструкции.

Однако физическое содержание и закономерности процессов, от которых зависит поведение в эксплуатации внутренней изоляции, являются во многом общими. В силу этого для исследования и испытания внутренней изоляции разных высоковольтных устройств применяют одинаковые методы и измерительные средства. По этой же

причине внутренняя изоляция различных устройств и аппаратов строится с использованием некоторых общих принципов, к числу которых относятся в первую очередь *регулирование электрических полей и комбинирование диэлектриков.*

Внутренняя изоляция имеет ряд особенностей, существенно отличающих ее от внешней изоляции.

Первая особенность состоит в том, что на электрическую прочность внутренней изоляции практически не оказывают влияние кратковременные изменения атмосферных условий, если только эти изменения не выходят за пределы допустимых. Объясняется это тем, что при кратковременных колебаниях температуры, давления и влажности окружающего воздуха свойства твердых и жидких диэлектриков, а также газов, заключенных в закрытые сосуды, изменяются незначительно или вообще не изменяются.

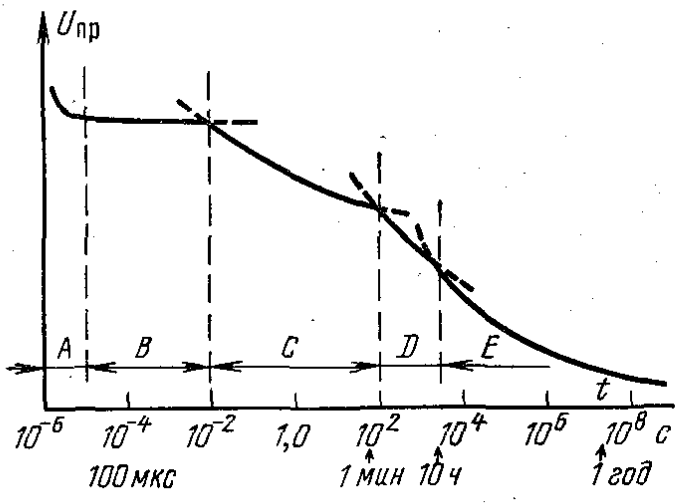


Рис. 7-1. Зависимость пробивного напряжения внутренней изоляции от времени воздействия напряжения.

В случае внешней изоляции любое изменение атмосферных условий означает изменение состояния основного диэлектрика, т. е. воздуха, а потому немедленно отражается на разрядном напряжении.

На поведение внутренней изоляции ощутимо влияют лишь средние значения температуры и влажности окружающего воздуха за длительные промежутки времени, соизмеримые со сроком службы изоляции.

Следующая особенность характерна для многих распространенных видов внутренней изоляции, включающих твердые диэлектрики, и заключается в том, что пробой последних представляет собой *необратимое* разрушение. Для такой изоляции невозможно самовосстановление электрической прочности до исходного уровня после отключения источника напряжения. После пробоя неизбежны длительный капитальный ремонт или замена изоляции, а иногда и всего аппарата. Поэтому внутренняя изоляция, содержащая твердые диэлектрики, должна иметь бóльшие запасы по прочности, чем внешняя изоляция.

Внутренняя изоляция любого типа (кроме чисто газовой) имеет специфическую зависимость электрической прочности от времени воздействия напряжения. Зависимость имеет пять характерных областей, показанных на рис. 7-1. В области малых времен, исчисляемых микросекундами, пробой изоляции имеет чисто электрический характер, т. е. не связан с химическими, механическими и тепловыми процессами, и зависимость пробивного напряжения от времени аналогична вольт-секундным характеристикам газовых

промежутков (область *A*). При временах от 10 мкс до 10^3—10^4 мкс (область *B*) пробивное напряжение остается приблизительно неизменным, так как время развития чисто электрического пробоя значительно меньше, а механические и химические процессы не успевают развиться. В интервале времен от 0,01 с до 1 мин (область *C*) происходит снижение электрической прочности, особенно заметное при наличии жидких диэлектриков, связанное, в частности, с образованием проводящих мостиков из примесей и другими медленными процессами. При временах от 1 мин до нескольких часов (область *D*) пробой может быть обусловлен нарушением тепловой устойчивости изоляции (см. тепловой пробой, § 9-2) или процессами электрического старения (§ 8-2). Наконец, при временах более 10 ч (область *E*) происходит постепенное, длящееся иногда годами, снижение электрической прочности из-за старения изоляции, т. е. вследствие изменения ее свойств под влиянием внешних электрических, тепловых и механических воздействий.

Основной диэлектрик внешней изоляции — атмосферный воздух, очевидно, не подвержен старению, он непрерывно обновляется естественным образом. Поэтому старение внешней изоляции может наблюдаться только на тех участках, где разряд развивается по поверхности твердых диэлектриков.

В соответствии с приведенной на рис. 7-1 зависимостью электрической прочности внутренней изоляции от времени воздействия напряжения, а также с учетом возможных в условиях эксплуатации электрических воздействий для внутренней изоляции различают:

кратковременную электрическую прочность, которая в свою очередь подразделяется на *электрическую прочность при грозовых перенапряжениях* (времена воздействия от единиц до 1000 мкс) и *электрическую прочность при внутренних перенапряжениях* (времена воздействия от единиц миллисекунд до нескольких секунд);

длительную электрическую прочность, которая соответствует временам воздействия от нескольких часов до полного срока службы (25—30 лет и более).

Если изоляция имеет достаточный запас прочности по отношению к возникающим в электрической системе кратковременным перенапряжениям, то ее срок службы определяется длительной электрической прочностью. Иными словами, длительная электрическая прочность равна рабочему напряжению при времени воздействия, равному сроку службы изоляции.

В отличие от внешней изоляции, для которой разрядные напряжения можно определить без повреждения испытуемого объекта, значение кратковременной или длительной прочности внутренней изоляции, как правило, может быть установлено только ценой полного и необратимого повреждения изоляционной конструкции. Поэтому фактическое значение электрической прочности внутренней изоляции конкретного экземпляра электрической машины или аппарата неизвестно. Ее нельзя или очень трудно определить и по

результатам испытания макетов подобной изоляции, так как электрическая прочность внутренней изоляции подвержена разбросам, значительно бо́льшим, чем прочность внешней изоляции. Тем не менее необходимо быть уверенным в том, что каждое выпускаемое с завода изделие имеет удовлетворительную внутреннюю изоляцию, т. е. ее электрическая прочность во всяком случае не ниже определенной величины. С этой целью изоляция подвергается проверке приложением *испытательных напряжений*, амплитуды которых устанавливаются стандартами.

В настоящее время для испытания внутренней изоляции электрических машин и аппаратов используются импульсы стандартной формы, эквивалентные грозовым перенапряжениям, и испытательное напряжение промышленной частоты, которое прикладывается к изоляции в течение 1 мин, имитируя тем самым многократное воздействие внутренних перенапряжений. В последнее время начинают использовать и импульсы, эквивалентные внутренним перенапряжениям.

Значения испытательных напряжений электрического оборудования различных номинальных напряжений приведены в гл. 11.

Испытательные напряжения характеризуют лишь кратковременную электрическую прочность внутренней изоляции. Длительная электрическая прочность, определяемая медленными процессами старения, не может иметь эквивалентного испытательного напряжения. Поэтому пригодность изоляции к работе в течение длительного времени при воздействии рабочего напряжения оценивают по ряду косвенных показателей. Среди этих показателей важнейшими являются диэлектрические потери, которые характеризуются величиной тангенса угла диэлектрических потерь $\operatorname{tg}\delta$, интенсивность частичных разрядов, сопротивление утечки изоляции, а также еще некоторые показатели, связанные с явлением диэлектрической адсорбции и указывающие на степень неоднородности изоляции.

7-2. РЕГУЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ ВО ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Электрические поля во внутренней изоляции обычно получаются неоднородными, по крайней мере на отдельных участках. Такие поля, как уже отмечалось в гл. 2, характеризуют отношением $k_н$ наибольшей напряженности $E_{макс}$ к средней $E_{ср}$, которое называют коэффициентом неоднородности электрического поля.

В *слабонеоднородном* электрическом поле ($k_н < 3{,}0$) разрядный процесс, возникший в области наибольших напряженностей, безостановочно развивается в глубь изоляционного промежутка и может привести к сквозному пробою или значительному повреждению изоляции. Поэтому для нормальной работы изоляционной конструкции должно соблюдаться условие

$$E_{макс} \leqslant E_{доп} \quad \text{или} \quad k_н E_{ср} \leqslant E_{доп}, \qquad (7\text{-}1)$$

где $E_{доп}$ — допустимая напряженность, соответствующая отсутствию разрядных процессов в изоляции при данном виде воздействующего напряжения $U_{возд}$ (импульсном, одноминутном испытательном, рабочем).

Из этого условия следует, что толщина изоляции d должна быть $d \geqslant (U_{возд}/E_{доп})\, k_н$, т. е. в $k_н$ раз больше, чем в однородном электрическом поле.

В *резконеоднородных* электрических полях ($k_н > 3{,}0$) принципиально допустимы разрядные процессы в малых объемах изоляции при условии, что выделяемая при этом энергия недостаточна для разрушения изоляции. В этом случае, естественно, наибольшие допустимые напряженности $E_{доп}$ выше, чем в слабонеоднородных полях, однако накладываются ограничения на размеры областей, в которых напряженности имеют повышенные значения.

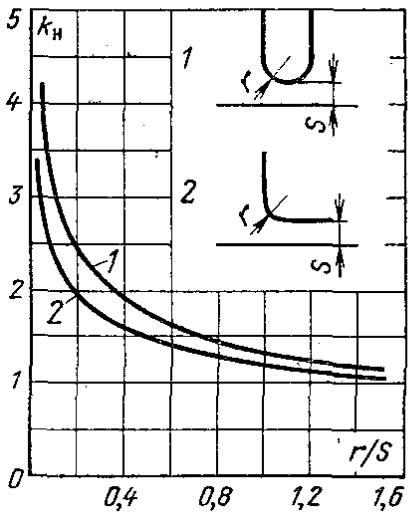


Рис. 7-2. Зависимость коэффициента неоднородности электрического поля $k_н$ от радиуса скругления края электрода.

Регулирование электрических полей в изоляции высоковольтного оборудования используется для снижения коэффициента неоднородности $k_н$ или для уменьшения размеров тех областей, в которых напряженности особенно велики. За счет регулирования полей достигается уменьшение толщины изоляции при сохранении неизменной ее электрической прочности. В зависимости от конструкции и технологии изготовления изоляции применяют различные меры регулирования.

Скругление краев электродов. Эффективность этой меры в однородной изоляции иллюстрируется приведенными на рис. 7-2 зависимостями коэффициента $k_н$ от отношения радиуса скругления r к расстоянию между электродами S.

При отсутствии специального скругления острые края электродов имеют очень малый, случайно изменяющийся по длине, но конечный радиус кривизны и коэффициент $k_н$ достигает 5—10, т. е. поле получается резконеоднородным. Как следует из кривых на рис. 7-2, небольшое увеличение радиуса r сильно снижает степень неоднородности электрического поля. При $r > 0{,}5S$ поле получается уже слабонеоднородным, а при $r/S > 1{,}0$ коэффициент $k_н$ не превышает 1,3.

Полупроводящие покрытия. В тех случаях, когда электрод с острой кромкой находится в газе или жидкости и примыкает к поверхности твердой изоляции (рис. 7-3), скругление края электрода приводит к образованию узкой щели между электродом и твердой изоляцией. При этом эффект от скругления края электрода получается существенно меньшим, так как напряженность в щели возрастает из-за различия диэлектрических проницаемостей газа (жидкости) и твердой изоляции.

Если щель нельзя по технологическим причинам заполнить твердой изоляцией или если скругление края усложняет конструкцию (например, скругление стали статора в месте выхода обмотки из паза вращающейся машины), используют полупроводящие покрытия. Элемент такой изоляции показан на рис. 7-3. В нем с помощью покрытия достигается уменьшение составляющих напряженности E_x, *направленных вдоль поверхности твердой изоляции.*

При отсутствии покрытия изменение потенциала и напряженности E_x вдоль поверхности твердой изоляции определяется главным образом удельным поверхностным сопротивлением ρ_s, и удельной поверхностной емкостью $C_{пов} = \varepsilon_0\varepsilon/d$, где ε и d — соответственно

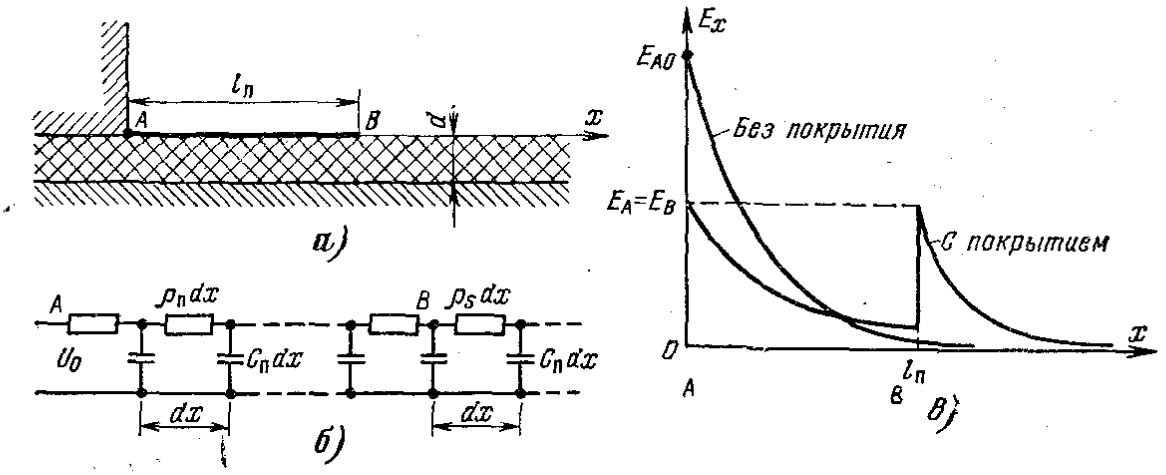


Рис. 7-3. Регулирование электрического поля с помощью полупроводящего покрытия.

а — устройство изоляции (на участке *AB* — покрытие); *б* — схема замещения; *в* — изменение напряженности E_x вдоль поверхности твердой изоляции.

диэлектрическая проницаемость и толщина твердой изоляции. Поэтому напряженность E_x может быть определена с помощью схемы замещения, приведенной на рис. 7-3, *б* (при $l_п = 0$). Наибольшее значение напряженность E_x имеет в точке A:

$$E_{A_0} = U_0 \sqrt{\omega\rho_s\varepsilon_0\varepsilon/d}. \qquad (7\text{-}2)$$

При наличии полупроводящего покрытия с удельным поверхностным сопротивлением $\rho_п < \rho_s$ напряженность в точке A становится равной

$$E_{A_п} \approx U_0 \sqrt{\omega\rho_п\varepsilon_0\varepsilon/d}, \qquad (7\text{-}3)$$

т. е. уменьшается в $\sqrt{\rho_s/\rho_п}$ раз.

Конец покрытия образует острую кромку, поэтому на участке $x > l_п$ напряженность E_x увеличивается. В точке B она равна:

$$E_B = U_B \sqrt{\omega\rho_s\varepsilon_0\varepsilon/d}, \qquad (7\text{-}4)$$

где $U_B \approx 2U_0 \exp\left[-\left(\sqrt{\omega\rho_п\varepsilon_0\varepsilon/d}\right) l_п\right]$ — напряжение на твердой изоляции при $x = l_п$*.

* Выражение для U_B справедливо только для достаточно больших $l_п$, т. е. при $\left(\sqrt{\omega\rho_п\varepsilon_0\varepsilon/d}\right) l_п \gg 1{,}0$

Вследствие падения напряжения в полупроводящем покрытии $U_B < U_0$, поэтому и $E_B < E_{A0}$. Удельное сопротивление $\rho_п$ и длину покрытия $l_п$ можно подобрать так, чтобы $E_{Aп} = E_B \leqslant E_{доп}$, где $E_{доп}$ — допустимая напряженность, соответствующая отсутствию разрядов по поверхности твердой изоляции при рассматриваемом виде воздействующего напряжения U_0 (например, § 9-7). Для этого, как следует из (7-3) и (7-4), должны выполняться условия:

$$\rho_п \leqslant \frac{E_{доп}^2 d}{U_0^2 \omega \varepsilon_0 \varepsilon};$$

$$l_п \geqslant \sqrt{\frac{2d}{\omega \rho_н \varepsilon_0 \varepsilon}} \ln \frac{2U_0}{E_{доп}} \sqrt{\frac{\omega \rho_s \varepsilon_0 \varepsilon}{d}}.$$

Графики изменения напряженности E_x вдоль поверхности твердой изоляции в отсутствие и при наличии полупроводящего покрытия показаны на рис. 7-3, *в*.

Дополнительные электроды. Такой способ регулирования электрического поля у острого края электрода наиболее удобен в случае многослойной изоляции (бумажнопропитанной, маслобарьерной). Дополнительные электроды выполняются из тонкой металлической фольги.

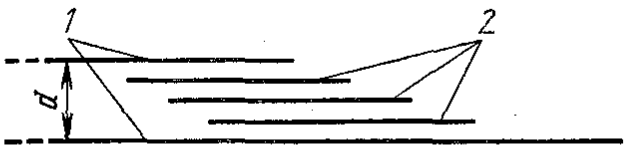


Рис. 7-4. Регулирование электрического поля у края электрода в плоской изоляции с помощью дополнительных электродов.

1 — основные электроды; *2* — дополнительные электроды.

Вначале рассмотрим элемент изоляции с плоскими основными электродами (*1*), показанный на рис. 7-4. Допустимое напряжение для него ограничивается условием отсутствия разрядов у острого края верхнего электрода. Для изоляции без дополнительных электродов это условие имеет вид (например, § 8-4 и 9-7):

$$U_{доп\,0} = kd^{0,5} *. \qquad (7\text{-}5)$$

С помощью n дополнительных электродов изоляция разбивается на $n + 1$ слоев одинаковой толщины, для каждого из которых допустимое напряжение будет $U_{доп.\,сл} = k\left(\frac{d}{n+1}\right)^{0,5}$. Предположим, что напряжение распределяется по слоям равномерно. Тогда допустимое напряжение для изоляции с n дополнительными электродами будет:

$$U_{доп.\,рег} = (n+1)\,U_{доп.\,сл} = (n+1)^{0,5}\,kd^{0,5},$$

т. е. увеличится в $(n + 1)^{0,5}$ раз. На самом деле напряжения на слоях изоляции получаются неодинаковыми и эффект от дополнительных электродов оказывается несколько меньшим.

---

* Формула (7-5) следует из (7-2). В эмпирических формулах для напряжений, при которых у края электрода возникают разряды, показатель степени при d равен 0,42—0,45. В (7-5) он округлен до 0,5.

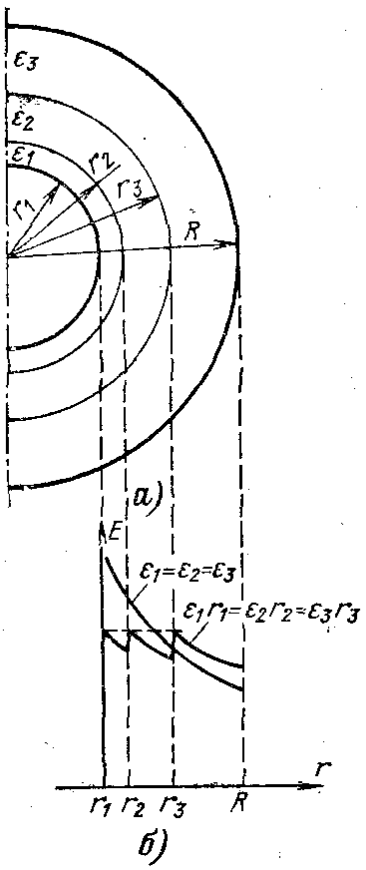


Рис. 7-5. Регулирование электрического поля путем градирования изоляции.

а — схема градированной изоляции; *б* — изменение напряженности в изоляции без градирования и при градировании.

В рассмотренном случае и при наличии дополнительных электродов электрическое поле у края верхнего электрода остается резконеоднородным. Кроме того, появляются новые участки с резконеоднородным полем у краев дополнительных электродов. Однако размеры каждой области с повышенной напряженностью оказываются меньшими. Это затрудняет появление разрядов и позволяет повысить допустимое напряжение. Конструкция, показанная на рис. 7-4, называется *конденсаторной разделкой* края электрода.

Дополнительные электроды широко используются для регулирования электрических полей в проходных изоляторах и кабельных муфтах.

Градирование изоляции применяется, как правило, в изоляционных конструкциях с электродами в виде соосных цилиндров, например в кабелях высокого напряжения, и позволяет выравнивать электрическое поле в радиальном направлении. Регулирование поля достигается за счет изменения диэлектрической проницаемости слоев изоляции.

Устройство градированной изоляции с тремя слоями показано на рис. 7-5, *а*. В силу симметрии электрического поля и теоремы Гаусса имеет место равенство

$$2\pi r_1 \varepsilon_0 \varepsilon_1 E_{\text{макс}\,1} = 2\pi r_2 \varepsilon_0 \varepsilon_2 E_{\text{макс}\,2} = 2\pi r_3 \varepsilon_0 \varepsilon_3 E_{\text{макс}\,3}, \qquad (7\text{-}6)$$

где $E_{\text{макс}1}$, $E_{\text{макс}2}$ и $E_{\text{макс}3}$ — наибольшие напряженности в соответствующих слоях изоляции.

Из (7-6) следует, что при условии $r_1\varepsilon_1 = r_2\varepsilon_2 = r_3\varepsilon_3$ достигается равенство наибольших напряженностей в слоях, т. е. $E_{\text{макс}1} = E_{\text{макс}2} = E_{\text{макс}3}$. При этом, как видно из рис. 7-5, *б*, неоднородность электрического поля уменьшается.

Можно показать, что для соблюдения условия (7-1) без градирования толщина изоляции должна быть

$$d \geqslant r_1 \left(\exp \frac{U_{\text{возд}}}{r_1 E_{\text{доп}}} - 1 \right),$$

а в случае градирования (два слоя)

$$d \geqslant r_1 \left\{ \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \exp \left(\frac{U_{\text{возд}}}{r_1 E_{\text{доп}}} - \ln \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \right) \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} - 1 \right\}.$$

Если $1 < \varepsilon_1/\varepsilon_2 < \exp U_{\text{возд}}/r_1 E_{\text{доп}}$, то суммарная толщина $d_{\text{град}}$ градированной изоляции оказывается меньше, чем толщина изоля-

ции однородной, т. е. $d_{град}/d < 1{,}0$. Наибольший эффект достигается при условии

$$U_{возд}/r_1 E_{доп} = (\varepsilon_1/\varepsilon_2) + \ln(\varepsilon_1/\varepsilon_2) - 1.$$

Зависимость $d_{град}/d = f(\varepsilon_1/\varepsilon_2)$ для изоляции из двух слоев при разных значениях r_1/d_0, где $d_0 = U_{возд}/E_{доп}$, приведена на рис. 6-7.

Все рассмотренные способы применяются для регулирования электрических полей в изоляции, работающей при переменном напряжении, а некоторые, например скругление краев электродов, — и при постоянном напряжении. При выборе средств регулирования полей в изоляции оборудования постоянного тока необходимо учитывать особенности распределения электрических полей при постоянном напряжении. В этом случае картина поля определяется удельными сопротивлениями, которые в реальной изоляции могут быть различными по разным направлениям (в многослойной изоляции — вдоль и поперек слоев) и, главное, сильно зависят от температуры (см. § 10-4), резко уменьшаясь при нагреве. Поэтому на характер поля при постоянном напряжении сильно влияет распределение температуры в изоляции.

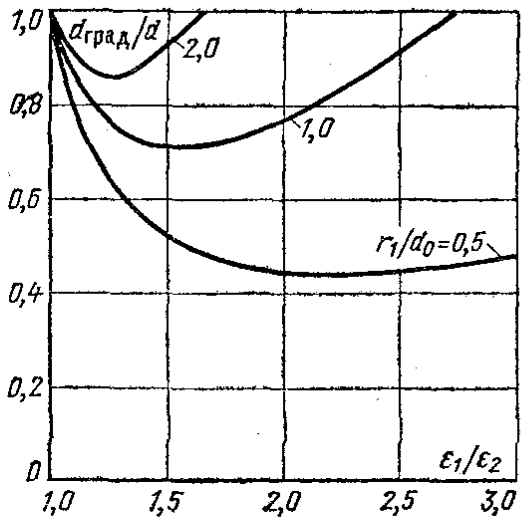


Рис. 7-6. Зависимости $d_{град}/d = f(\varepsilon_1/\varepsilon_2)$ для градированной изоляции из двух слоев.

r_1 — см. рис. 7-5; $d_0 = U_{возд}/E_{доп}$.

Например, в случае электродов в виде соосных цилиндров (одножильный кабель, проходной изолятор) и одинаковой по толщине однородной изоляции температуре электрическое поле при постоянном напряжении точно такое же, как и при переменном напряжении, и наибольшая напряженность имеет место у внутреннего электрода. Если же по внутреннему электроду проходит ток и выделяющееся при этом тепло отводится через изоляцию, то температура в разных точках изоляции оказывается неодинаковой. Вблизи внутреннего электрода, где температура наибольшая, удельное объемное сопротивление получается наименьшим, и это приводит к снижению напряженности в этой области. Напротив, вблизи наружного электрода поле усиливается. При некотором перепаде температур в изоляции, т. е. при определенном токе во внутреннем электроде, напряженность у поверхности наружного электрода становится даже более высокой, чем у внутреннего электрода.

7-3. КОМБИНИРОВАНИЕ ДИЭЛЕКТРИКОВ. ОСНОВНЫЕ ВИДЫ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

К диэлектрикам, используемым для изготовления внутренней изоляции высоковольтного оборудования, предъявляется ряд жестких требований.

Прежде всего они должны обеспечивать высокую кратковременную и длительную электрическую прочность изоляционной конструкции. Как правило, чем выше собственная электрическая прочность материала, тем выше и кратковременная электрическая прочность изготовленной из него конструкции. Однако следует заметить, что связь между этими характеристиками не всегда определенная и прямая. Дело в том, что отдельные диэлектрики или материалы испытываются в особых условиях, регламентированных соответствующими стандартами. Методики этих испытаний обеспечивают в первую очередь получение сопоставимых и хорошо воспроизводимых данных для сравнения однотипных материалов или проверки качества отдельных партий одного и того же материала. В изоляционных конструкциях материалы могут работать в существенно отличных условиях, т. е. в электрических полях иной конфигурации, испытывать одновременно нагрев, механические нагрузки и т. д. Поэтому кратковременная электрическая прочность материала в конструкции может значительно отличаться от измеренной в стандартных условиях.

Длительная электрическая прочность внутренней изоляции определяется не только собственной прочностью, но и иными характеристиками диэлектриков и в большой степени зависит от конструкции изоляции. Подробнее этот вопрос рассматривается в следующей главе. Здесь лишь отметим, для что обеспечения высокой длительной электрической прочности необходима *однородная, сплошная* изоляция. При воздействии сильных электрических полей опасны даже мельчайшие включения в виде частиц с резко отличной проводимостью или диэлектрической проницаемостью, особенно газовые включения (пузырьки, щели, трещины, усадочные каверны). Около таких включений или в них могут возникать так называемые *частичные разряды* (см. гл. 8), которые постепенно разрушают изоляцию до полного пробоя. Поэтому от диэлектриков требуется определенное сочетание качеств, обеспечивающих изготовление сплошной изоляции, отсутствие примесей и *стойкость к воздействию частичных разрядов.*

Изоляционные материалы должны иметь малые *диэлектрические потери и проводимость.* В противном случае возникает опасность нарушения теплового равновесия и возникновения *теплового* пробоя изоляции (§ 9-2). Это требование имеет особо важное значение для изоляционных конструкций, работающих в условиях с плохим охлаждением.

Диэлектрики для высоковольтной изоляции должны обладать высокой *термической* стойкостью, т. е. допускать длительный нагрев до достаточно высокой температуры. Часто внутренняя изоляция выполняет еще и роль охлаждающей или теплоотводящей среды. В связи с этим диэлектрики должны обладать сравнительно высокой *теплопроводностью* или *теплоемкостью.*

Внутренняя изоляция в большинстве случаев испытывает в процессе эксплуатации механические воздействия: статические, ударные,

вибрационные. Поэтому твердые диэлектрики должны, естественно, иметь достаточную *механическую* прочность.

Большое значение имеет *технологичность* изоляционных материалов, от которых зависят способы, приемы и режимы изготовления изоляционных конструкций. Диэлектрики, предназначенные для внутренней изоляции, должны допускать применение современных методов изготовления, т. е. механизацию основных производственных процессов, обеспечивать высокую производительность труда при экономичных технологических режимах. Кроме того, диэлектрики не должны быть токсичными.

Во многих случаях важную роль играют *негорючесть* и *взрывобезопасность* диэлектриков (особенно жидких). Дело в том, что даже при самом тщательном изготовлении и эксплуатации изоляции приходится считаться с возможностью ее пробоя при непредвиденных обстоятельствах. Поэтому необходимо, чтобы пробой не повлек за собой дополнительные разрушения от взрыва или пожара.

Удовлетворяя всем перечисленным выше требованиям, диэлектрики должны одновременно иметь невысокую *стоимость*. Это требование принадлежит к числу важнейших, так как в современных высоковольтных машинах и аппаратах масса диэлектриков может достигать нескольких десятков тонн. При огромных масштабах серийного производства высоковольтного оборудования стоимость изоляционных материалов имеет первостепенное значение.

Естественно, что для изготовления внутренней изоляции используют те материалы, которые обладают наилучшим сочетанием указанных качеств и дают в результате наиболее экономичные и надежные изоляционные конструкции. Как показывает опыт, во многих случаях ни один отдельно взятый диэлектрик не может удовлетворить в должной мере всему перечню предъявляемых требований, а наилучшие решения получаются при использовании комбинации из нескольких диэлектриков.

Диэлектрики, входящие в состав внутренней изоляции, в разной мере влияют на электрическую прочность и могут выполнять несколько различные функции, дополняя друг друга. Так, твердые диэлектрики обеспечивают механическую прочность конструкции и часто являются основным диэлектрическим материалом. Высокопрочные газы и жидкие диэлектрики, заполняя объем изоляции так, чтобы в нем не оставалось пустот и воздушных включений, придают изоляции однородность и тем самым обеспечивают высокую длительную электрическую прочность. Для этой же цели используются различные смолы и компаунды, которые перед заливкой находятся в жидком состоянии с относительно малой вязкостью, а затем отверждаются вследствие полимеризации. Такие пропитывающие составы, кроме того, служат связующим материалом в многослойной изоляции, повышая ее механическую прочность, и препятствуют проникновению влаги в изоляцию. Жидкие диэлектрики часто играют роль охлаждающей среды, циркулирующей от нагретых элементов оборудования к холодным стенкам корпусов.

При выборе комбинации диэлектриков стремятся получить по возможности однородную изоляцию с равномерным распределением электрического поля по отдельным составляющим. В связи с этим учитываются диэлектрические проницаемости и удельные проводимости комбинируемых диэлектриков.

Многолетней практикой для основных видов электрооборудования высокого напряжения отобраны и установлены сочетания диэлектриков, которые наилучшим образом соответствуют конкретным условиям и особенностям изготовления и эксплуатации. Наибольшее распространение получили различные комбинации волокнистых материалов из целлюлозы (бумаг, картонов) с жидкими диэлектриками (минеральными маслами, синтетическими жидкостями). Такие комбинации в виде бумажно-масляной и маслонаполненной изоляции используются в силовых и измерительных трансформаторах, реакторах, в силовых кабелях и конденсаторах, в проходных изоляторах (вводах). В оборудовании на напряжения 110 кВ и более, за небольшим исключением, используется пока только маслопропитанная или маслонаполненная изоляция. Основное достоинство указанных видов изоляции — высокая длительная электрическая прочность, которая достигается за счет того, что волокнистые материалы из целлюлозы хорошо пропитываются маловязкими жидкостями. Благодаря этому, а также вследствие высокой растворимости газов в жидкостях (маслах) сравнительно просто обеспечивается отсутствие воздушных включений в изоляции.

Во вращающихся машинах высокого напряжения используются комбинации на основе слюды или слюдяных материалов, обладающие высокой нагревостойкостью. В аппаратах и кабельной арматуре (муфтах) находят применение литые изоляционные конструкции из эпоксидных компаундов с разными наполнителями.

В последние годы начинают применяться синтетические изоляционные материалы, в частности полиэтиленовая изоляция в силовых кабелях. Благодаря совершенной технологии в кабелях удается получить однородную, сплошную изоляцию из *одного* материала, обладающего высокой электрической и механической прочностью, гибкостью и удовлетворительными тепловыми характеристиками. Применение разного рода пленочных материалов в высоковольтном оборудовании для изготовления многослойной изоляции сдерживается трудностями ее пропитки.

В различных аппаратах высокого напряжения и комплектных распределительных устройствах в качестве внутренней изоляции все шире используются высокопрочные газы в сочетании с твердой изоляцией.

Ниже кратко описываются наиболее распространенные виды внутренней изоляции.

Бумажнопропитанная изоляция. Основными материалами служат специальные сорта бумаг из сульфатной целлюлозы: кабельные (КВ, КВС, КВМ и др.) и конденсаторные (КОН, Силикон) толщиной 7—240 мкм, с плотностью 0,8—1,2 г/см^2. Для пропитки используются

минеральные масла — трансформаторное, кабельное, конденсаторное (бумажно-масляная изоляция), синтетические жидкости и высокопрочные газы под давлением.

Бумага наматывается на электроды в виде прямых или изогнутых цилиндров, образуя многослойную изоляцию. В некоторых проходных изоляторах и силовых конденсаторах используется бумага, ширина которой соответствует полной ширине изоляции (*листовая изоляция*). В кабелях и аппаратах высокого напряжения, а также в проходных изоляторах большой длины намотка осуществляется бумажной лентой шириной 20—30 мм (ленточная изоляция). В аппаратной изоляции лента в каждом слое наматывается с перекрытием, в кабелях — зазорами (отрицательное перекрытие), которые обеспечивают некоторую свободу перемещения витков бумаги при изгибании кабеля. В последнем случае зазоры одного слоя перекрываются лентами последующего слоя. Различные по структуре виды бумажнопропитанной изоляции схематично показаны на рис. 7-7.

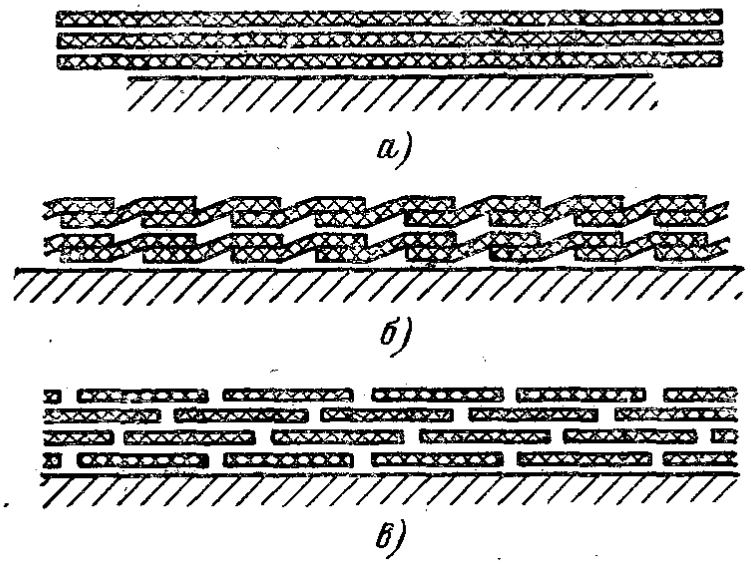


Рис. 7-7. Структуры бумажнопропитанной изоляции.

а — листовая; *б* — ленточная с положительным перекрытием («внахлест»); *в* — ленточная с отрицательным перекрытием (с зазорами между слоями).

Намотка изоляции осуществляется обычно на специальных станках, на электродах сложной формы — вручную.

Перед пропиткой бумажная изоляция подвергается длительной сушке под вакуумом (остаточное давление 10^2—10^{-1} Па) при температуре 90—120°. Пропитка проводится также *под вакуумом*. В *большинстве случаев после термовакуумной* обработки и пропитки в изоляции газовые включения отсутствуют.

Характеристики изоляции зависят от ее структуры (плотности намотки, перекрытия лент и т. д.), качества бумаг и пропиточного состава, а также от режимов сушки и пропитки.

Маслонаполненная изоляция. Основным диэлектриком в ней является минеральное трансформаторное масло. Для повышения электрической прочности в масляном промежутке между электродами устанавливаются барьеры из картона (*маслобарьерная изоляция*), а на электроды наносятся слои кабельной бумаги, которые наматываются лентой с положительным перекрытием и пропитываются маслом. Если бумажная изоляция на электродах имеет толщину, много меньшую межэлектродного расстояния, то ее называют *покрытием*, при значительной толщине — *изолированием* электродов.

Такую изоляцию сушат и заполняют маслом при пониженном давлении или под вакуумом.

Маслонаполненная изоляция используется главным образом в силовых трансформаторах и реакторах. Она имеет меньшую электрическую прочность, чем бумажно-масляная, однако проще в изготовлении, обеспечивает лучшее охлаждение конструкции за счет циркуляции масла и поддается ремонту путем смены масла и сушки.

Изоляция на основе слюды. Существует много разновидностей изоляции, в которых основным диэлектрическим барьером служит слюда. Все они обладают высокой нагревостойкостью и используются во вращающихся машинах.

Исходными материалами служат микаленты со щипаной слюдой в виде тонких пластинок или ленты из слюдинитовой бумаги, изготовляемой на бумагоделательных машинах из мелких слюдяных отходов. И в том, и в другом случае в состав лент входят подложки (бумага, стеклоткань) и связующие (маслобитумные, маслоглифталевые или кремнийорганические лаки). Микалента или слюдинитовая лента наматывается с перекрытием в несколько слоев на токоведущие части обмотки машины, пропитывается под вакуумом связующим составом и опрессовывается. В зависимости от свойств пропиточного состава применяется различная последовательность технологических операций.

В случае микаленты и битумных компаундов процесс пропитки под вакуумом и при нагреве, а также опрессовка повторяются после наложения каждых пяти-шести слоев ленты. Получаемая при этом *компаундированная* изоляция получила широкое распространение в машинах малой и средней мощности. Ее недостаток — ухудшение характеристик (электрической и механической прочности) при нагреве из-за размягчения компаунда, являющегося термопластичным материалом.

Из слюдинитовых лент и пропитывающих составов на основе эпоксидных и полиэфирных смол изготовляют *термореактивную* изоляцию, которая при нагреве не размягчается, поэтому имеет лучшие характеристики, чем компаундированная, и используется в крупных машинах. В некоторых случаях лента предварительно пропитывается под вакуумом составом, затем наматывается и подвергается опрессовке в нагретом состоянии, во время которой пропиточный состав полимеризуется; в других случаях наматывается сухая лента, затем производятся пропитка горячим составом под давлением, опрессовка и полимеризация состава. Соответствующие виды термореактивной изоляции получили у нас в стране названия «слюдотерм» и «монолит». За рубежом подобные виды изоляции имеют другие фирменные названия.

Характеристики изоляции на основе слюды зависят от свойств основных исходных материалов, от технологии наложения изоляции, а также от режимов пропитки и опрессовки.

Литая изоляция на основе эпоксидных смол. Основным материалом служат эпоксидные или эпоксидно-диановые смолы (ЭД-5,

ЭД-6 и др.). Они отверждаются после заливки с помощью специальных добавок (отвердителей) при нормальной или повышенной температуре. Для улучшения характеристик в них вводят пластификаторы и наполнители (пылевидный кварц и др.). Чтобы исключить появления газовых включений, перед заливкой объем вакуумируют, а затем эпоксидный компаунд заливают под давлением.

Литая изоляция из эпоксидных смол стойка к воздействию воды и минеральных масел, обладает хорошими механическими свойствами. Применяется в аппаратах и кабельной арматуре при напряжениях до 35 кВ, а для вводов выключателей — до 110 кВ.

ГЛАВА ВОСЬМАЯ

ДЛИТЕЛЬНАЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

8-1. ВИДЫ СТАРЕНИЯ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

В эксплуатации характеристики изоляционных конструкций не остаются неизменными. В изоляционных материалах неизбежно протекают физико-химические процессы, изменяющие их структуру или состав. Вследствие этого качество изоляции с течением времени ухудшается: электрическая и механическая прочности снижаются, диэлектрические потери и проводимость растут.

Ухудшение во времени характеристик изоляции в условиях нормальной эксплуатации называют *естественным* старением. Кроме того, ухудшение изоляции может происходить вследствие ошибок персонала, а также из-за непредвиденных аварийных или стихийных обстоятельств.

Старение ограничивает срок службы внутренней изоляции, так как с течением времени ее электрическая прочность снижается настолько, что изоляция не может противостоять возникающим в эксплуатации электрическим воздействиям и создается опасность ее пробоя.

Процессы, обусловливающие старение изоляции, можно разделить на две группы:

1. Процессы изменения состава или структуры самих изоляционных материалов. Примером могут служить разрушение их частичными разрядами, постепенное разложение и окисление при нагреве, расслоение или растрескивание под действием механических нагрузок.

Процессы в самой изоляции протекают за счет энергии, подводимой извне при внешних электрических, механических, тепловых и других воздействиях. Поскольку при различных воздействиях энергия к изоляции подводится в разных формах, в ней протекают разные физические процессы. Соответственно различают электрическое, тепловое и другие виды старения.

Изоляция оборудования высокого напряжения подвергается воздействию сильных электрических полей не только при различных видах перенапряжений, но и при рабочем напряжении. Поэтому в отличие от изоляции низковольтных установок для высоковольтной изоляции наряду с тепловым и механическим старением важнейшее значение имеет старение электрическое, т. е. старение, вызванное процессами, возникающими в сильных электрических полях.

2. Процессы проникновения в изоляцию из окружающей среды различных примесей, ухудшающих ее электрические характеристики. Примером такого рода процессов является увлажнение изоляции.

В реальных условиях эксплуатации различные процессы старения могут протекать автономно, однако чаще они влияют друг на друга так, что темпы старения возрастают, а сроки службы изоляции сокращаются.

Проникающие в изоляцию из окружающей среды влага, кислород и другие вещества могут значительно ускорять процессы старения в самой изоляции.

8-2. ОБЩИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО СТАРЕНИЯ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

В определенных условиях сильные электрические поля могут вызывать старение изоляции. Главный, но не единственный результат такого старения состоит в том, что кратковременная электрическая прочность изоляции со временем уменьшается. В момент, когда пробивное напряжение $U_{пр}$ изоляции снижается до значения воздействующего напряжения, процесс старения завершается пробоем.

Ход процесса старения отражают зависимости $U_{пр} = f(t)$, общий вид которых показан на рис. 8-1. С увеличением воздействующего напряжения интенсивность процессов старения растет, поэтому средняя скорость снижения электрической прочности увеличивается. Из-за неизбежного непостоянства условий старения, а также вследствие неконтролируемых различий внешне одинаковых изоляционных конструкций процесс электрического старения носит случайный характер.

Определение зависимостей $U_{пр} = f(t)$ связано с большими трудностями, так как требует значительных затрат средств и времени. Обычно при экспериментальном изучении электрического старения определяют не зависимости $U_{пр} = f(t)$, а лишь их «граничные» точки (на рис. 8-1 — точки *а*, *б* и *в*), т. е. измеряют времена снижения кратковременной электрической прочности до величин воздействующих напряжений. Полученные при этом опытные данные дают зависимость срока службы τ изоляции от величины воздействующего напряжения U при отсутствии перенапряжений (рис. 8-1, кривая *4*). Зависимости $\tau = f(U)$ или $\tau = \varphi(E)$, где E — средняя

напряженность в изоляции, получили название «кривых жизни» изоляции.

Определение «кривых жизни» тоже связано с большими трудностями. Для $\tau < 10^3$ ч к настоящему времени накоплено сравнительно много данных. Значительно реже проводились испытания продолжительностью $(2—5)\cdot 10^3$ ч, а результаты измерений для τ более 1 года являются пока уникальными.

Несмотря на ограниченность имеющихся экспериментальных данных, установлено, что зависимости средних значений $\bar{\tau}$ от напряжения U (или от средней напряженности E) для изоляционных конструкций разного типа имеют практически одинаковый ха-

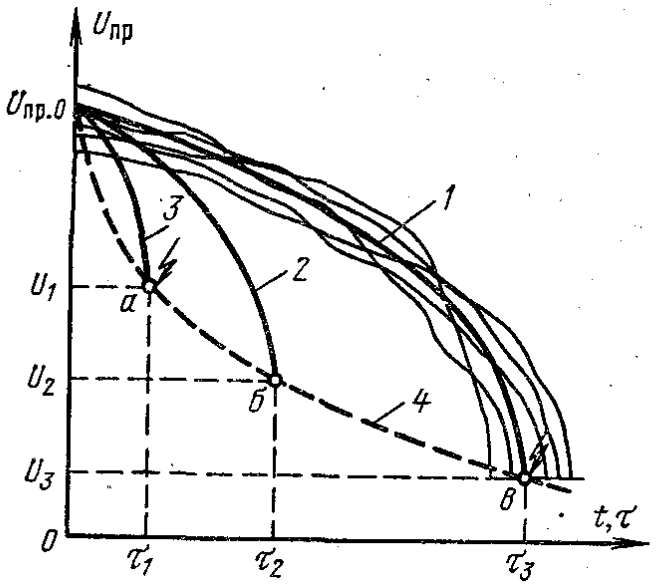


Рис. 8-1. Изменение пробивного напряжения $U_{пр}$ внутренней изоляции в процессе электрического старения.

1, 2, 3 — $U_{пр} = f(t)$ при воздействующих напряжениях соответственно U_3, U_2 и U_1; *4* — «кривая жизни» изоляции.

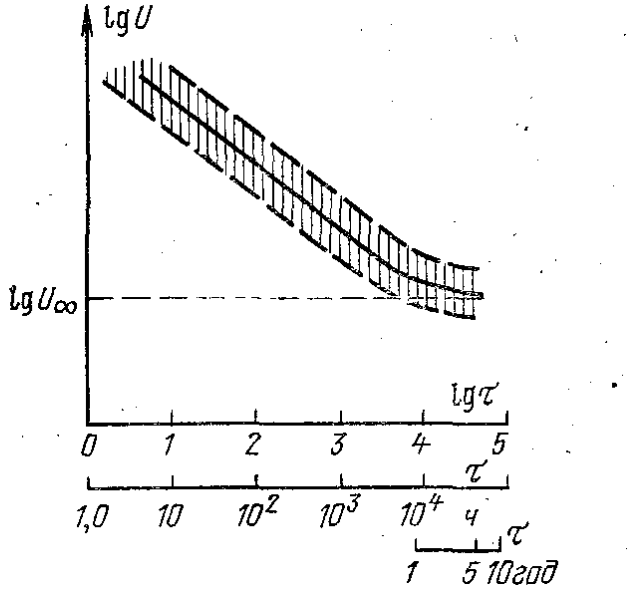


Рис. 8-2. Зависимость срока службы τ изоляции от величины воздействующего напряжения U.

рактер и что, следовательно, во всех случаях имеет место примерно один и тот же механизм электрического старения.

В области средних значений $\bar{\tau}$ от единиц до нескольких тысяч часов опытные данные, представленные на графике в виде $\lg \tau = f(\lg U)$, располагаются близко к прямой линии (рис. 8-2). Это означает, что «кривые жизни» могут быть представлены формулами

$$\bar{\tau} = A_1/U^n; \qquad (8\text{-}1)$$

$$\bar{\tau} = A_2/E^n. \qquad (8\text{-}2)$$

Интересно, что для различных изоляционных конструкций получены примерно одинаковые значения показателя степени n в формулах (8-1) и (8-2). Так, в случае переменного напряжения значение n чаще всего лежит в пределах 4,0—7,0, а при постоянном напряжении 8,0—12.

Коэффициенты A_1 и A_2 в (8-1) и (8-2) зависят от ряда физико-химических свойств диэлектриков, от конструкции и от технологических режимов изготовления изоляции.

Примеры экспериментальных зависимостей $\bar{\tau} = \varphi(E)$ показаны на рис. 8-3 и 8-4.

В более продолжительных опытах были получены данные, указывающие на то, что в области $\bar{\tau} > 3000$—4000 ч при снижении напряжения увеличение срока службы происходит быстрее, чем это следует из (8-1) и (8-2). Зависимость $\lg \bar{\tau} = f(\lg U)$ отклоняется здесь от линейной примерно так, как показано на рис. 8-2. Поэтому были предложены новые формулы:

$$\bar{\tau} = a_1/(U - U_\infty)^{n_1}; \qquad (8\text{-}3)$$

$$\bar{\tau} = a_2/(E - E_\infty)^{n_1}. \qquad (8\text{-}4)$$

Эти формулы, как и (8-1) и (8-2), удовлетворительно согласуются с опытными данными в области $\bar{\tau} < 10^3$ ч. Для $\bar{\tau} > 10^3$ ч они ука-

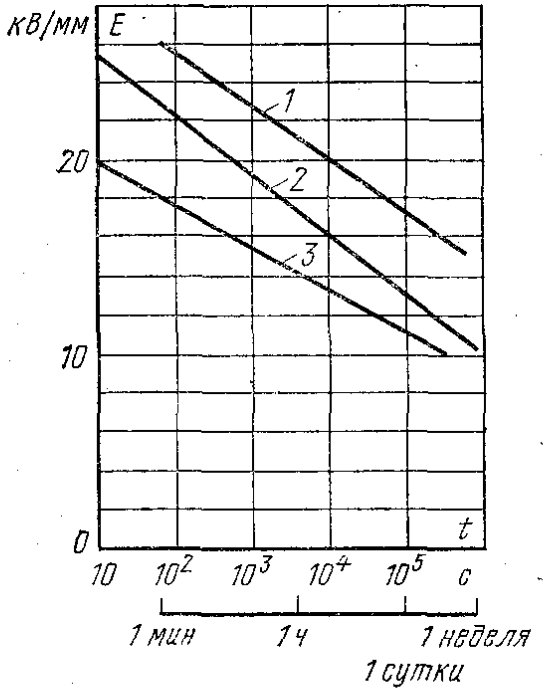


Рис. 8-3. Зависимость срока службы τ изоляции вращающихся машин от напряженности E при частоте 50 Гц.

1 — термореактивная изоляция толщиной 3 мм; *2* — микафолиевая изоляция толщиной 1,8 мм; *3* — компаундированная изоляция толщиной 1,8 мм.

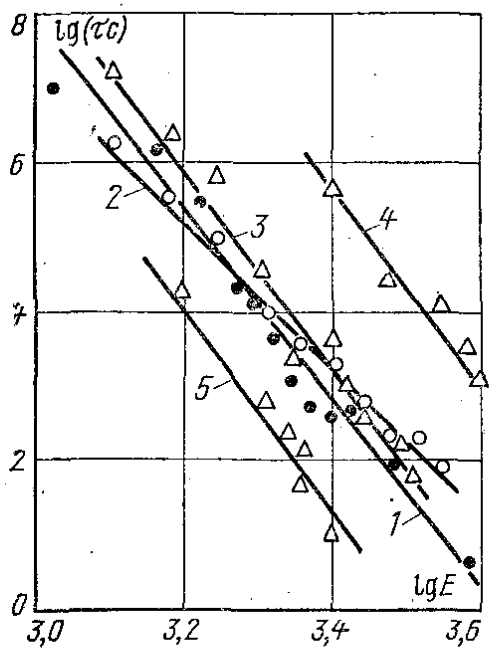


Рис. 8-4. Зависимость срока службы τ, с, синтетических пленок от напряженности E, кВ/см, при постоянном напряжении.

1 — полиэтилен (при 70° С); *2* — полистирол (при 70° С); *3*, *4*, *5* — полиэтилентерефталат (при 120; 85 и 150° С).

зывают лишь предполагаемый ход «кривых жизни», истинный характер которых достоверно еще не установлен. В качестве примера на рис. 8-5 показана зависимость $\bar{\tau} = f(E)$ для изоляции силовых конденсаторов, полученная опытным путем до $\bar{\tau} \approx 1$ год. Далее она экстраполирована по (8-4).

Из-за случайного характера процессов старения сроки службы внутренней изоляции являются случайными величинами, которые, как показывает теоретическое рассмотрение, подчиняются так называемым экстремальным распределениям.

Формулы (8-3) и (8-4) не имеют строгого экспериментального или теоретического обоснования, однако они качественно в большей

мере, чем формулы (8-2) и (8-3), соответствуют современным воззрениям на природу явлений в изоляции при электрическом старении.

Согласно существующим представлениям основной причиной старения внутренней изоляции при воздействии сильных электрических полей являются так называемые *частичные разряды*. Сущность и закономерности возникновения частичных разрядов во внутренней изоляции будут подробнее рассмотрены в следующих параграфах. Здесь лишь отметим, что они представляют собой пробои отдельных слоев или участков изоляции, толщина которых много меньше полной толщины изоляции.

Частичные разряды возникают при некотором напряжении $U_{ч.\,р}$ (или при напряженности $E_{ч.\,р}$) в местах усиления электрического поля или там, где имеются местные ослабления изоляции, например в газовых (воздушных) включениях. Отдельный частичный разряд сопровождается, как правило, рассеянием небольшой энергии и ничтожно малым разрушающим эффектом. Однако многократное повторение разрядов в течение длительного времени постепенно приводит к разрушению изоляции до полного пробоя.

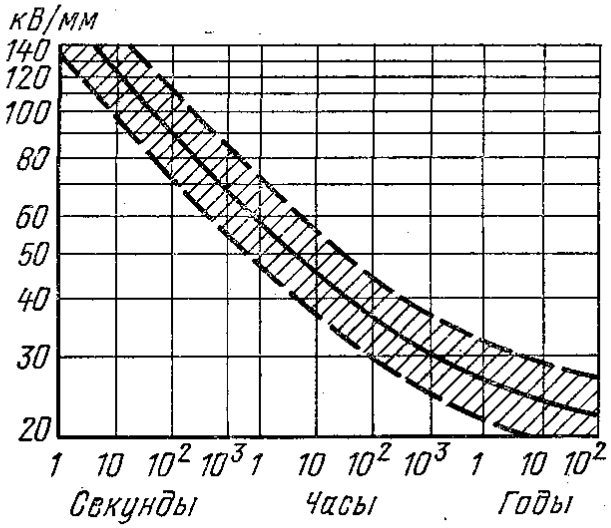


Рис. 8-5. Зависимость срока службы бумажно-масляной изоляции конденсаторов от напряженности (амплитудные значения) при 50 Гц.

Толщина изоляции 78 мкм, емкость секций 1,5 мкФ, избыточное давление масла 0,25 МПа.

При напряжении $U < U_{ч.\,р}$ частичные разряды в изоляции отсутствуют и электрическое старение не имеет места. В таких условиях, а также при отсутствии других видов старения изоляция может работать неограниченно долго. Аналогичный результат дают (8-3) и (8-4) для $U < U_\infty$ или $E < E_\infty$. Таким образом, величины U_∞ и E_∞ имеют определенный физический смысл, а именно $U_\infty = U_{ч.\,р}$ и $E_\infty = E_{ч.\,р}$.

Частичные разряды — не единственная причина электрического старения высоковольтной изоляции. При длительном воздействии напряжения в изоляции могут протекать также *электрохимические* процессы старения.

Суть этих процессов состоит в том, что под действием электрического поля ионы или другие заряженные частицы, неизбежно присутствующие в технических диэлектриках, извлекаются из объема изоляции и скапливаются у электродов, где они могут участвовать в химических реакциях с образованием продуктов, ухудшающих качество изоляции. Например, реакции с выделением газов ведут к появлению газовых включений и возникновению частичных разрядов.

При переменном напряжении электрохимические процессы практически отсутствуют, так как из-за непрерывной и быстрой смены

направления электрического поля большая часть ионов лишь вибрирует, не достигая электродов. Однако при постоянном напряжении и при наличии диэлектриков со значительной проводимостью электрохимические процессы могут оказывать существенное влияние на сроки службы изоляции.

8-3. ЧАСТИЧНЫЕ РАЗРЯДЫ В ГАЗОВЫХ ВКЛЮЧЕНИЯХ

Частичные разряды (ЧР) в высоковольтной изоляции возникают в газовых включениях или в прослойках жидкого диэлектрика. В настоящем параграфе рассматривается общая теория ЧР в газовых включениях, которые могут иметь место во многих видах твердой изоляции, например в литой изоляции, в изоляции на основе слюды и полиэтиленовой. Некоторые положения этой теории распространяются и на ЧР в слоях жидких диэлектриков (§ 8-4 и 8-5).

Газовые включения могут появиться в изоляции в процессе изготовления вследствие усадки заливочных масс и компаундов, из-за неплотного прилегания электродов к неровной поверхности диэлектрика или при несовершенной пропитке многослойной изоляции. В эксплуатации они могут возникнуть вследствие растрескивания или расслоения изоляции от механических нагрузок или при разложении диэлектриков с выделением газов, например, при сильном нагреве или под действием ЧР, развивающихся первоначально в жидком диэлектрике.

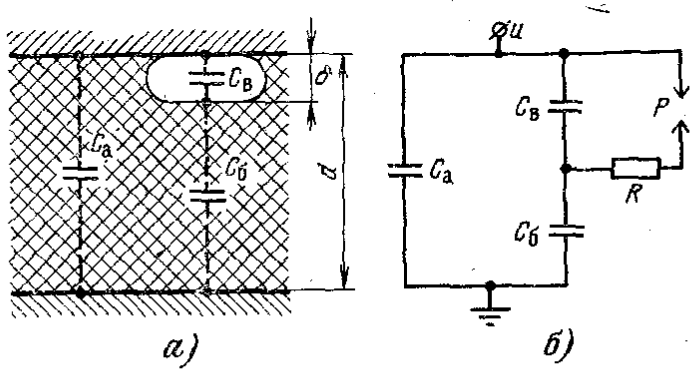


Рис. 8-6. Схема изоляции с газовым включением (*а*) и ее схема замещения при ЧР (*б*).

Обычно размеры включений в высоковольтной изоляции в направлении электрического поля не превышают долей миллиметра и составляют весьма малую часть от полной толщины изоляции. Однако они представляют собой слабые места в изоляции, так как газы имеют меньшую электрическую прочность, чем твердые и жидкие диэлектрики. Кроме того, напряженность во включениях выше, чем в остальной изоляции, из-за различия диэлектрических проницаемостей газа и окружающих включение диэлектриков. По этой причине при приложении напряжения к изоляции ЧР возникают прежде всего в газовых включениях.

Закономерности развития ЧР. Для выяснения особенностей развития ЧР при переменном напряжении воспользуемся схемой замещения изоляции с газовым включением, показанной на рис. 8-6. На этой схеме $C_в$ — емкость газового включения; $C_б$ — емкость участка изоляции, расположенного последовательно с включением; $C_а$ — емкость всей остальной изоляции. Срабатывание разрядника P имитирует пробой газового включения, поэтому пробивное напря-

жение разрядника равно пробивному напряжению $U_{пр}$ включения. Сопротивление R условно изображает сопротивление канала разряда во включении.

Пусть с момента $t = 0$ на изоляцию воздействует переменное напряжение $u = U_m \sin \omega t$. До появления ЧР напряжение на включении изменяется при этом по закону $u_в = U_{mв} \sin \omega t$, где $U_{mв} = U_m \frac{C_б}{C_б + C_в}$ (рис. 8-7).

В момент t_1 напряжение $u_в$ достигает значения $U_{пр}$, и происходит пробой разрядника P, т. е. возникает первый ЧР во включении. При этом, так как емкость $C_б$ мала и $1/(\omega C_б) \gg R$, напряжение $u_в$ начинает резко снижаться. Постоянная времени $RC_в$ имеет величину примерно 10^{-9}—10^{-8} с. Поэтому практически мгновенно напря-

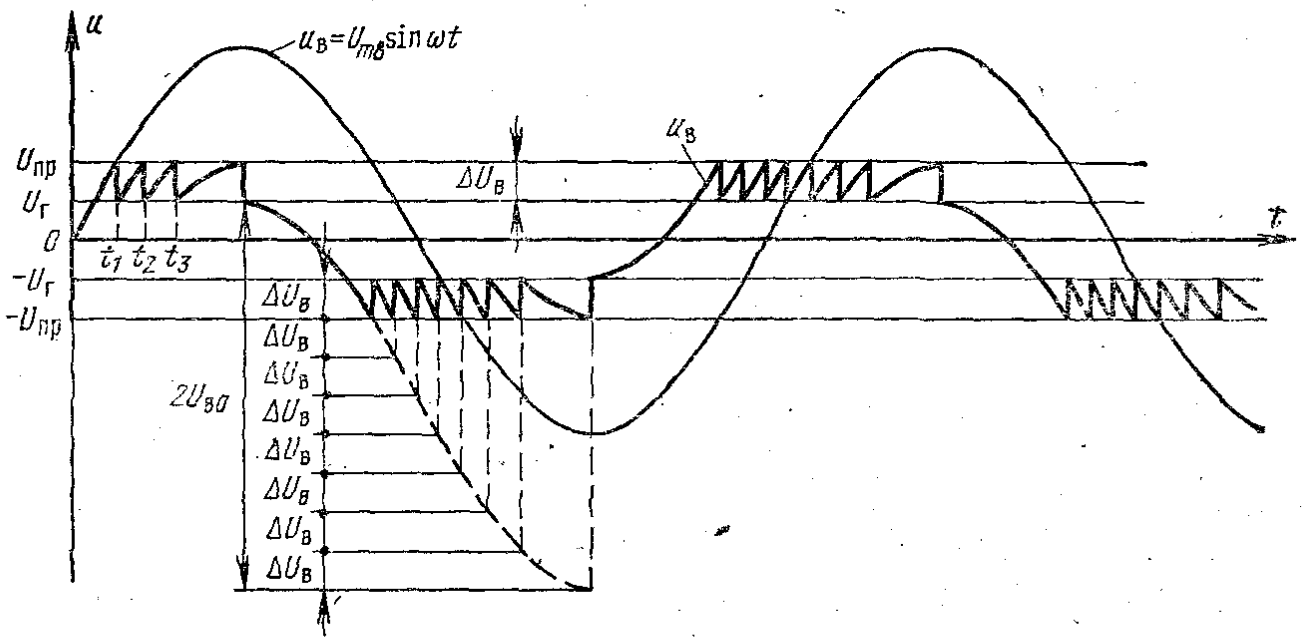


Рис. 8-7. Изменение напряжения $U_в$ на газовом включении при ЧР в случае переменного напряжения.

жение на $C_в$ снижается до значения напряжения гашения $U_г \neq 0$, при котором ЧР гаснет. Экспериментально установлено, что $\eta = U_г/U_{пр} = 0{,}5 \div 0{,}8$. Время существования одного разряда несоизмеримо меньше периода воздействующего напряжения, поэтому можно принять его равным нулю и далее полагать, что скачок напряжения $\Delta U_в = U_{пр} - U_г$ на $C_в$ при ЧР происходит мгновенно.

После погасания первого ЧР напряжение на $C_в$ вновь начнет нарастать, но теперь уже в соответствии с выражением $U_в = U_{mв} \sin \omega t - \Delta U_в$. В момент времени t_2 напряжение $u_в$ опять достигнет значения $U_{пр}$, и произойдет второй ЧР. После его погасания напряжение на $C_в$ будет изменяться по закону $u_в = U_{mв} \sin \omega t - 2\Delta U_в$. При $t = t_3$ произойдет третий разряд, и далее ЧР будут следовать так, как это показано на рис. 8-7.

Построения на рис. 8-7 выполнены для частного случая $U_{mв} = 2{,}5U_{пр}$, $\eta = 0{,}5$ и для симметричного включения, у которого пробивное напряжение и напряжение гашения разряда не зависят от полярности.

При принятом допущении о времени существования отдельного разряда число $n_{T/2}$ ЧР за полпериода не зависит от частоты и в случае симметричного включения, как это следует из рис. 8-7, равно:

$$n_{T/2} = \frac{2U_{m\text{в}} - 2U_{\text{г}}}{\Delta U_{\text{в}}}.$$

Соответственно число ЧР в единицу времени будет:

$$n_{\sim} = 2n_{T/2}f = 4f\,\frac{U_{m\text{в}} - U_{\text{г}}}{U_{\text{пр}} - U_{\text{г}}} = 4f\,\frac{U_{m\text{в}} - \eta U_{\text{пр}}}{U_{\text{пр}}\,(1-\eta)}.$$

Умножив числитель и знаменатель правой части этого выражения на $(C_{\text{в}} + C_{\text{б}})/C_{\text{б}}$ и перейдя от амплитудных значений напряжений к действующим, получим:

$$n_{\sim} = 4f\,\frac{U - \eta U_{\text{ч. р}}}{U_{\text{ч. р}}\,(1-\eta)}, \qquad (8\text{-}5)$$

где $U = \frac{U_{m\text{в}}}{\sqrt{2}}\,\frac{C_{\text{в}}+C_{\text{б}}}{C_{\text{б}}}$ — действующее напряжение, приложенное к изоляции; $U_{\text{ч. р}} = \frac{U_{\text{пр}}}{\sqrt{2}}\,\frac{C_{\text{в}}+C_{\text{б}}}{C_{\text{б}}}$ — действующее напряжение на изоляции, при котором в газовом включении возникают ЧР.

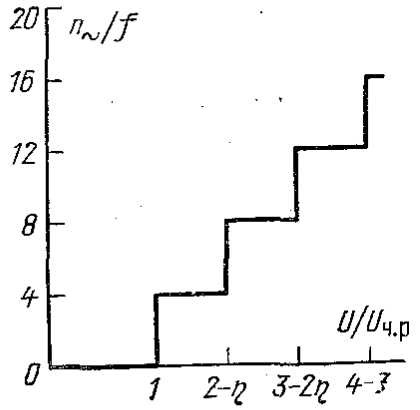


Рис. 8-8. Зависимость числа $n_{\sim}$ ЧР в газовом включении от величины воздействующего на изоляцию переменного напряжения.

Напряжение $U_{\text{ч. р}}$ называют *напряжением появления частичных разрядов*.

Из (8-5) следует, что наименьшее возможное число ЧР в единицу времени составляет $n_{\sim\,\text{мин}} = 4f$ при $U = U_{\text{ч. р}}$; в частности, при $f = 50$ Гц $n_{\sim\,\text{мин}} = 200\ \text{с}^{-1}$. При повышении напряжения U число разрядов увеличивается скачками по $4f$ всякий раз, когда напряжение U возрастает на величину $U_{\text{ч. р}}\,(1-\eta)$.

График зависимости $n_{\sim}$ от воздействующего на изоляцию напряжения показан на рис. 8-8.

В изоляционной конструкции может быть несколько расположенных в разных местах газовых включений, имеющих разные размеры и пробивные напряжения, каждому из которых соответствует свое напряжение $U_{\text{ч. р}\,i}$ появления ЧР. В этом случае напряжение $U_{\text{ч. р}}$ для всей конструкции равно наименьшему из имеющихся, а суммарное число ЧР в единицу времени определяется выражением $N_{\sim} = \Sigma n_{\sim i}$. При заданном значении приложенного к изоляции напряжения U суммирование выполняется только по включениям, для которых $U \geqslant U_{\text{ч. р}\,i}$. Зависимость числа ЧР $N_{\sim}$ от напряжения U имеет сложный характер, на который влияют число включений, их электрическая прочность, а если электрическое

поле в изоляции неоднородное, то и расположение включений в объеме изоляции. Перечисленные факторы являются случайными, поэтому у внешне одинаковых изоляционных конструкций зависимости $N_{\sim} = f(U)$ могут быть существенно различными.

Формула (8-5), полученная для схемы замещения рис. 8-6, непригодна в случае очень низких частот и постоянного напряжения ($f = 0$), так как при $f \to 0$ определяющее влияние на распределение напряжения в изоляции оказывают сопротивления утечки. Поэтому для выявления особенностей чередования ЧР при постоянном напряжении воспользуемся схемой замещения, приведенной на рис. 8-9, на которой $R_в$ — сопротивление утечки газового включения, а $R_б$ — сопротивление утечки участка изоляции, расположенного последовательно со включением.

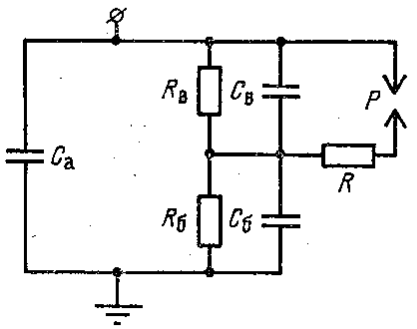


Рис. 8-9. Схема замещения изоляции с газовым включением для постоянного напряжения.

Для простоты рассмотрим частный случай, когда $C_в R_в = C_б R_б$ *, т. е. распределение напряжения по емкостям $C_в$ и $C_б$ совпадает с распределением по сопротивлениям $R_в$ и $R_б$.

Пусть в момент $t = 0$ к изоляции прикладывается напряжение U_0, причем $U_0 \frac{R_в}{R_в + R_б} > U_{пр}$. Постоянная времени внешней цепи обычно мала, поэтому напряжение на включении практически мгновенно возрастет до $U_{пр}$ и сразу возникнет первый ЧР. Вследствие того, что $R \ll R_б$ и $R \ll R_в$, напряжение $u_в$, как и в случае ЧР при переменном напряжении, за 10^{-9}—10^{-8} с падает до величины $U_г$ и разряд гаснет. После прекращения ЧР напряжение на $C_в$ из-за наличия сопротивлений утечки начинает расти в соответствии с выражением

$$u_в = U_0 \frac{R_в}{R_в + R_б} - \left(U_0 \frac{R_в}{R_в + R_б} - U_г\right) e^{-t/T}, \qquad (8\text{-}6)$$

где $T = \frac{R_в R_б}{R_в + R_б}(C_в + C_б)$, а в нашем случае, т. е. при $C_в R_в = C_б R_б$, $T = C_б R_б$.

В момент времени t_1 (рис. 8-10) напряжение на $C_в$ достигнет значения $U_{пр}$ и произойдет второй ЧР. Далее процесс будет повторяться, причем интервалы времени между разрядами будут :

$$\Delta t = T \ln \frac{U_0 \frac{R_в}{R_в + R_б} - U_г}{U_0 \frac{R_в}{R_в + R_б} - U_{по}} = T \ln \frac{U_0 - \eta U_{ч.р}}{U_0 - U_{ч.р}},$$

где $U_{ч.р} = U_{пр} \frac{R_в + R_б}{R_в}$.

* Обычно $C_в \gg C_б$, так как $\delta \ll d$ (см. рис. 8-6). Поэтому условие $C_в R_в = C_б R_б$ означает, что $R_в \ll R_б$. Это вполне возможно, ибо величина $R_в$ определяется не проводимостью газа во включении, а поверхностной проводимостью стенок включения, которая может быть значительной.

Имея в виду, что $T = R_б C_б = \varepsilon_0 \varepsilon \rho_v$, где ε и ρ_v — соответственно диэлектрическая проницаемость и удельное объемное сопротивление изоляции, получаем следующее выражение для числа $n_=$ ЧР в единицу времени в одном включении при постоянном напряжении:

$$n_= = \frac{1}{\Delta t} = \frac{1}{\varepsilon_0 \varepsilon \rho_v \ln \dfrac{U_0 - \eta U_{ч.р}}{U_0 - U_{ч.р}}}. \qquad (8\text{-}7)$$

Чтобы сравнить числа ЧР в единицу времени при переменном и постоянном напряжениях, воспользуемся примерами, показанными на рис. 8-7 и 8-10 (в обоих случаях $U_0 = 2{,}5\, U_{ч.р}$ и $\eta = 0{,}5$).

Из рис. 8-10 видно, что интервал времени между разрядами при указанных условиях $\Delta t \approx 0{,}3$ Т. Для высоковольтной изоляции нормального качества постоянная времени $T = \varepsilon_0 \varepsilon \rho_v$ составляет обычно не менее нескольких десятков секунд. Поэтому Δt будет примерно равно 10 с, а $n_= \approx 0{,}1$ с$^{-1}$. В аналогичных условиях при переменном напряжении (см. рис. 8-7) за период возникает 16 разрядов, т. е. при частоте 50 Гц $n_\sim = 800$ с$^{-1}$.

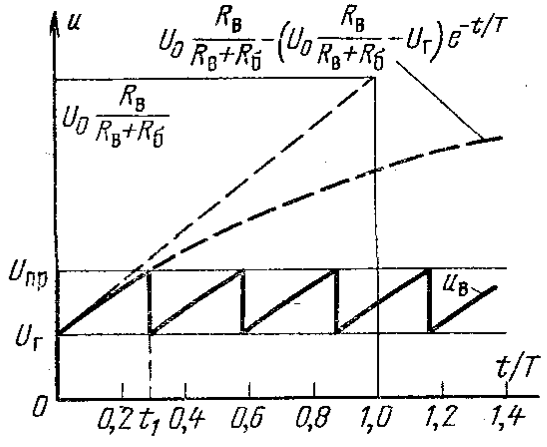


Рис. 8-10. Изменение напряжения $U_в$ на газовом включении при ЧР для постоянного напряжения.

Таким образом, при постоянном напряжении число ЧР в единицу времени и соответственно разрушающий эффект от них будут на несколько порядков меньшими, чем при переменном напряжении. Поэтому при прочих равных условиях в изоляции, предназначенной для работы на постоянном напряжении, допустимы более высокие рабочие напряженности и толщина изоляции может быть меньшей, чем при переменном напряжении. Следует, однако, иметь в виду, что увлажнение и нагрев изоляции могут привести к снижению ρ_v на несколько порядков и соответственно к резкому росту числа ЧР и темпов электрического старения. Поэтому защите от увлажнения изоляции аппаратов постоянного тока, контролю ее состояния и своевременной сушке должно уделяться особое внимание.

Меры интенсивности ЧР. Энергия, рассеиваемая в газовом включении при единичном ЧР, определяется как разность энергий, запасенных в емкости $C_в$ в моменты, предшествующие разряду и после его погасания, т. е.

$$W_{ч.р} = \frac{C_в U_{пр}^2}{2} - \frac{C_в U_г^2}{2} = C_в (U_{пр} - U_г) \times \frac{U_{пр} + U_г}{2} = \Delta Q U_{пр} \frac{(1+\eta)}{2}, \qquad (8\text{-}8)$$

где $\Delta Q = C_в(U_{пр} - U_г)$ — величина заряда, нейтрализуемого на емкости $C_в$ за время ЧР.

В случае плоского включения $C_в = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_г S}{\delta}$, где S — площадь включения, а δ — размер включения вдоль поля (рис. 8-6). При этом выражение для $W_{ч.р}$ принимает вид:

$$W_{ч.р} = \frac{C_в U_{пр}^2}{2}(1-\eta^2) = V_{вкл}\frac{\varepsilon_0 \varepsilon_г E_{пр}^2}{2}(1-\eta^2),$$

где $V_{вкл} = S\delta$ — объем газового включения; $E_{пр}$ — пробивная напряженность газа во включении.

Если принять $V_{вкл} = 1$ мм^3; $E_{пр} = 30$ кВ/см и $\eta = 0{,}8$, то получим $W_{ч.р} = 1{,}5 \cdot 10^{-8}$ Дж.

С учетом (8-8) средняя мощность $P_{ч.р}$ частичных разрядов в одном включении будет:

$$P_{ч.р} = W_{ч.р} n = \Delta Q U_{пр} \frac{1+\eta}{2} n, \qquad (8\text{-}9)$$

где n — число ЧР, определяемое по (8-5) или (8-7) в зависимости от вида воздействующего напряжения.

Для рассматриваемого примера при $U = U_{ч.р}$ и $f = 50$ Гц, когда $n_\sim = 200$ с$^{-1}$, средняя мощность ЧР в одном включении составит $P_{ч.р} = 3 \cdot 10^{-6}$ Вт.

Энергия $W_{ч.р}$ и мощность $P_{ч.р}$ являются важнейшими характеристиками ЧР, определяющими разрушающий эффект и скорость старения изоляции. Однако даже в случае относительно мощных и заведомо опасных для изоляции ЧР величины $W_{ч.р}$ и $P_{ч.р}$ настолько малы, что непосредственное измерение их очень затруднено или невозможно. Поэтому в качестве мер интенсивности ЧР вместо $W_{ч.р}$ и $P_{ч.р}$ используют другие величины, пропорциональные им и удобные для измерения.

Подробно методы измерения характеристик ЧР рассматриваются в § 10-3. Здесь лишь отметим, что наиболее распространенный метод измерения основан на том, что при быстрой нейтрализации заряда ΔQ возникают переходные процессы в изоляции и во внешнем по отношению к изоляции контуре. Процессы во внешнем контуре, несмотря на малую продолжительность, даже при очень большой мощности источника напряжения протекают значительно медленнее, чем процессы в изоляции. При этом на изоляции наблюдается скачкообразное изменение напряжения на величину ΔU_x. Легко показать, что при $C_а \gg C_б$

$$\Delta U_x = -\Delta Q \frac{1}{C_x}\frac{C_б}{C_б + C_в},$$

где C_x — емкость всей изоляции.

Скачок напряжения ΔU_x на изоляции при ЧР соответствует кажущемуся изменению заряда на C_x на величину

$$q = C_x \Delta U_x = \Delta Q \frac{C_б}{C_б + C_в}, \qquad (8\text{-}10)$$

или с учетом (8-8)

$$q = W_{\text{ч. р}} \frac{2}{U_{\text{пр}}(1+\eta)} \frac{C_{\text{б}}}{C_{\text{б}}+C_{\text{в}}} = W_{\text{ч. р}} \frac{\sqrt{2}}{U_{\text{ч.р}}(1+\eta)}. \qquad (8\text{-}11)$$

Емкость C_x изоляции может быть легко измерена обычными методами, а для измерения скачка напряжения ΔU_x удалось создать специальные схемы (см. § 10-8). Таким образом, оказалось возможным измерять заряд $q = C_x \Delta U_x$, пропорциональный энергии $W_{\text{ч. р}}$. По рекомендации Международной электротехнической комиссии (МЭК) величина q принята в качестве меры интенсивности единичного ЧР и получила название *кажущегося заряда*.

Если измерены величины q и напряжение $U_{\text{ч. р}}$, то, используя (8-11), можно оценить и энергию $W_{\text{ч. р}}$. Обычно для простоты принимают $\eta = 0$. Тогда

$$W_{\text{ч. р}} = qU_{\text{ч. р}}/\sqrt{2}. \qquad (8\text{-}12)$$

В качестве меры мощности ЧР используется величина

$$I = \sum q_i n_i = q_{\text{ср}} n_{\text{ср}}, \qquad (8\text{-}13)$$

которая носит название *средний ток* ЧР и имеет размерность Кл·с$^{-1}$ или А.

Поскольку при испытаниях изоляции могут регистрироваться ЧР, возникающие в нескольких включениях и имеющие различные характеристики, в (8-13) входят средние значения q и n.

На основании (8-12) и (8-13) средняя мощность ЧР в изоляции может быть оценена по измеренным в опытах q, I и $U_{\text{ч. р}}$ следующим образом:

$$P_{\text{ч. р}} = W_{\text{ч. р. ср}} n_{\text{ср}} = \frac{q_{\text{ср}} U_{\text{ч. р}}}{\sqrt{2}} n_{\text{ср}} = \frac{I U_{\text{ч.р}}}{\sqrt{2}}. \qquad (8\text{-}14)$$

Разрушающее действие ЧР. Разрушение изоляции под действием ЧР происходит главным образом вследствие бомбардировки диэлектриков быстрыми электронами из канала разряда во включении. Абсолютная величина энергии $W_{\text{ч. р}}$, рассеиваемой в разряде, как уже отмечалось, обычно невелика. Однако она передается весьма малому участку поверхности включения, где происходит мгновенное повышение локальной температуры, иногда до нескольких сотен градусов.

Как следствие такого воздействия происходит разрушение малого объема (10^{-14}—10^{-15} см^3) диэлектрика с образованием побочных, иногда химически активных продуктов. При многократном повторении ЧР поверхность включения постепенно разрушается, на ней появляются локальные углубления. Затем разряды концентрируются в этих углублениях, последние со временем растут, образуя в диэлектрике узкие разветвленные («древовидные») каналыщели. По мере удлинения каналов электрическая прочность изоляции снижается. Процесс завершается полным пробоем изоляции по пути, подготовленному длительным действием ЧР.

Скорость разрушения изоляции зависит как от интенсивности ЧР, так и от физико-химических свойств диэлектриков, входящих в состав изоляции. Некоторые диэлектрики, например слюда и фарфор, обладают высокой стойкостью к воздействию ЧР и могут долгое время выдерживать их без заметного повреждения. Однако большинство изоляционных материалов относительно быстро разрушается разрядами. Поэтому длительная работа внутренней изоляции может быть обеспечена лишь при ограниченной интенсивности ЧР.

Связь между средней мощностью $P_{ч.р}$ ЧР в газовых включениях и сроком службы изоляции пока еще не установлена.

8-4. ЧАСТИЧНЫЕ РАЗРЯДЫ В БУМАЖНО-МАСЛЯНОЙ ИЗОЛЯЦИИ

В бумажно-масляной изоляции нормального качества газовые включения отсутствуют (см. § 7-3). Исключение составляет изоляция некоторых кабелей (не выше 35 кВ), для пропитки которой используют маслоканифольные смеси повышенной вязкости. В такой изоляции, работающей при относительно низких напряженностях, заведомо имеются газовые включения.

В бумажно-масляной изоляции обычного исполнения могут иметь место ЧР двух видов, существенно отличающихся по природе явлений, интенсивности и разрушающему воздействию на изоляцию.

Частичные разряды первого вида, которые называют *начальными*, представляют собой лавины электронов, развивающиеся *непосредственно в масляных прослойках* от микровыступов на поверхностях электродов, около которых электрическое поле усилено.

Энергия $W_{ч.р}$ начальных ЧР невелика (q примерно равно 10^{-15}—10^{-13} Кл) и недостаточна для разрушения бумаги. Начальные ЧР вызывают лишь разложение масла с выделением газов и ряда других продуктов. Однако количество газов, выделяющихся при одном начальном ЧР, очень мало (примерно 10^{-15}—10^{-13} см^3). Такие порции газа быстро растворяются в масле, и устойчивые газовые включения в изоляции не образуются. Вследствие этого каждый последующий разряд вновь развивается в масле.

Продукты разложения масла начальными ЧР остаются в изоляции и со временем ухудшают ее качество. Из-за малой интенсивности процесса разрушающий эффект от начальных ЧР становится заметным только после длительного воздействия (от нескольких часов до нескольких лет).

Начальные ЧР наиболее четко наблюдаются в бумажно-масляной изоляции *конденсаторного* типа, у которой электроды выполняются из тонкой металлической фольги. В такой изоляции начальные ЧР развиваются у краев электродов, где напряженность в 5—10 раз превышает среднюю.

Для образования лавин электронов в масляной прослойке необходимо, чтобы в области $\rho \leqslant \rho_н$, прилегающей к краю электрода, напряженность E_ρ достигла некоторой величины $E_{\rho н}$.

Напряженность E_ρ на малых расстояниях ρ от края плоского электрода приближенно выражается формулой

$$E_\rho = E_{ср}\sqrt{d/\pi\rho} \quad (\text{для } \rho \ll d), \tag{8-15}$$

где d — толщина изоляции; $E_{ср} = U/d$ — средняя напряженность в изоляции.

Из условия образования лавин электронов и (8-15) следует, что средняя напряженность $E_н$, при которой в бумажно-масляной изоляции конденсаторного типа возникают начальные ЧР, зависит от толщины d:

$$E_н = E_{\rho н}\sqrt{\pi\rho_н/d} = k_н d^{-0,5}. \tag{8-16}$$

Эксперименты дают аналогичную зависимость, однако по опытным данным показатель степени при d равен не —0,5, а —0,58.

В опытах с одинаковыми изоляционными конструкциями обычно наблюдаются значительные разбросы значений $E_н$; коэффициент вариации $E_н$ составляет 15—20 %.

На среднее значение напряженности $\bar{E}_н$ оказывает влияние плотность бумаги. Увеличение плотности и, следовательно, диэлектрической проницаемости бумаги приводит к повышению напряженности в масляных прослойках и снижению $\bar{E}_н$. Для изоляции с бумагами разной плотности получены следующие эмпирические зависимости для E, кВ/мм, от d, мм:

Плотность бумаги, г/см³	$\bar{E}_н$, кВ/мм	
0,7—0,8	$4,0\ d^{-0,58}$	(8-17)
1,0	$3,8\ d^{-0,58}$	
1,2	$3,3\ d^{-0,58}$	

При увлажнении изоляции во время эксплуатации или вследствие некачественной сушки в процессе изготовления напряженность $\bar{E}_н$ может снизиться.

С увеличением приложенного к изоляции напряжения U число образующихся в масляных прослойках лавин электронов и средняя мощность $P_н$ начальных ЧР резко возрастают (рис. 8-11). Для $E > (1,5 \div 2,0)E_н$ зависимости средней мощности $P_н$ от напряженности E или от напряжения U могут быть выражены формулами

$$\left.\begin{aligned} P_н &= B_1 (E/E_н)^m = B_2 E^m; \\ P_н &= B_1 (U/U_н)^m = B_3 U^m, \end{aligned}\right\} \tag{8-18}$$

где $U_н = E_н d$ — напряжение появления начальных ЧР в изоляции.

При переменном напряжении показатель степени m лежит в пределах 4,0—8,0 и в среднем равен 6,0.

Средняя мощность $P_н$ начальных ЧР зависит от частоты f воздействующего напряжения, однако не так, как при ЧР в газовых включениях. Экспериментальные зависимости $P_н$ от частоты f имеют

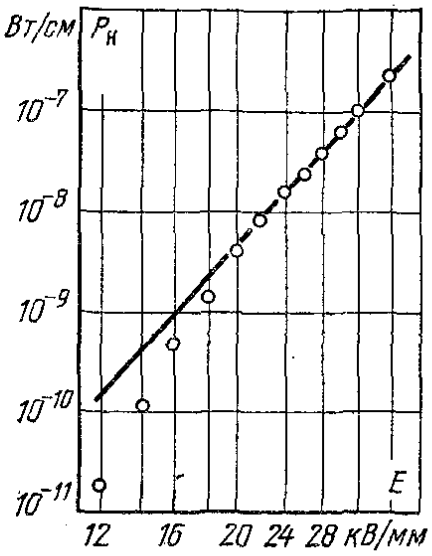


Рис. 8-11. Зависимость средней мощности $P_н$ начальных ЧР на единице длины края электрода в бумажно-масляной конденсаторной изоляции от напряженности E.

Переменное напряжение 50 Гц; толщина изоляции 50 мкм; ———— по (8-18) при $m = 6{,}0$; точки — по опытным данным.

такой же вид, как и соответствующие зависимости потерь на корону в воздухе:

$$P_{нf} = P_{н50}\,(f/50)^{0{,}62}, \qquad (8\text{-}19)$$

где $P_{нf}$ и $P_{н50}$ — средние мощности начальных ЧР при частотах f и 50 Гц.

Формула (8-19) непригодна для очень низких частот и постоянного напряжения, хотя начальные ЧР в бумажно-масляной изоляции наблюдаются и при постоянном напряжении. Однако при этом, как и в случае ЧР в газовых включениях, мощность разрядов значительно меньше, чем при переменном напряжении. Зависимости средней мощности $P_н$ от напряженности E или от напряжения U при постоянном напряжении выражаются формулами (8-18), но показатель степени m равен 8—12.

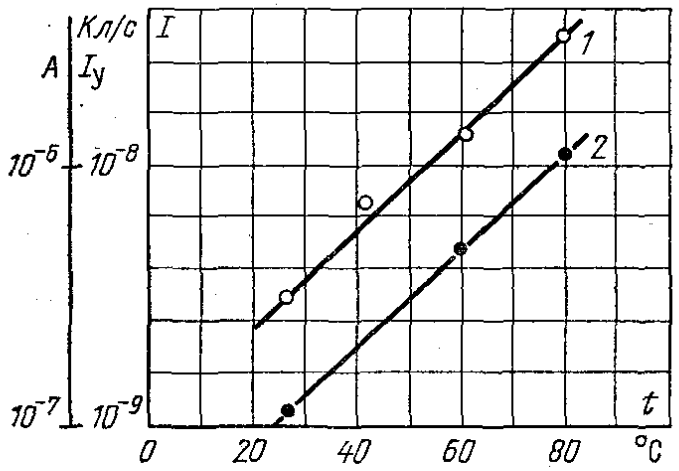


Рис. 8-12. Зависимость тока утечки $I_у$ (*1*) и среднего тока I (*2*) начальных ЧР при постоянном напряжении от температуры для изоляции из ленточной кабельной бумаги.

На средний ток I начальных ЧР при постоянном выражении сильное влияние оказывает проводимость изоляции, которая в свою очередь зависит от температуры и влажности (рис. 8-12).

Рост интенсивности начальных ЧР при повышении напряженности в изоляции сопровождается увеличением скорости выделения газов за счет разложения масла. При превышении некоторой напряженности скорость выделения газов становится больше скорости их растворения в масле, поэтому в изоляции образуются крупные газовые включения, в которых сразу же возникают мощные ЧР, получившие название *критических*. С появлением критических ЧР газовыделение резко увеличивается, число газовых включений лавинообразно растет, масло вытесняется из бумаги и прослоек.

При переходе от начальных ЧР к критическим интенсивность процесса (q и I) скачком возрастает в 10^3—10^4 раз. Энергия, рассеиваемая при разрядах, становится достаточной для разрушения бумаги. Поэтому за относительно малое время (от секунд до часов

в зависимости от толщины изоляции и мощности $P_{кр}$) критические ЧР развиваются в полный пробой изоляции.

Появление критических ЧР даже на короткое время (доли секунды) приводит к образованию в изоляции большого числа газовых включений, электрическая прочность которых ниже, чем у прослоек масла. Вследствие этого в дальнейшем критические ЧР большой интенсивности могут иметь место в изоляции и при значительно меньших напряженностях. Поэтому обратный ход зависимости $I = f(E)$ не совпадает с прямыми (рис. 8-13). При повторном приложении напряжения критические ЧР возникают уже при напряженности $E_{мин}$, называемой минимальной; при этом $E_{мин} < E_{н} < E_{кр}$, где $E_{кр}$ — напряженность появления критических ЧР. В некоторых случаях после длительного «отдыха» газовые включения растворяются в масле, и напряженность $E_{кр}$ восстанавливается от $E_{мин}$ до исходного значения.

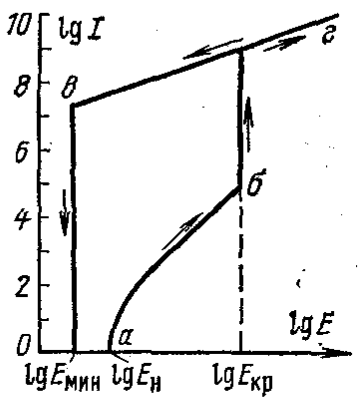


Рис. 8-13. Изменение среднего тока I, Кл/с, ЧР в конденсаторной бумажно-масляной изоляции при переходе от начальных разрядов к критическим.

а, б — начальные; *в, г* — критические ЧР.

Для появления критических ЧР необходима определенная скорость газовыделения. Это достигается при некоторой мощности начальных разрядов, которой соответствует напряженность у края электрода $E_{\rho} \geqslant E_{\rho\,кр}$. Из этого условия и (8-15) следует, что для бумажно-масляной изоляции конденсаторного типа напряженность $E_{кр}$, как и напряженность $E_{н}$, зависит от толщины d. Экспериментальные зависимости средних значений напряженности $\overline{E}_{кр}$ от толщины d изоляции имеют следующий вид (по данным Г. С. Кучинского и др.):

Материал	$\overline{E}_{кр}$, кВ/мм	
Листовая конденсаторная бумага	$9{,}5\ d^{-0{,}58}$	(8-20)
Ленточная кабельная бумага	$18\ d^{-0{,}58}$	

Аналогичного вида формулы получены и для минимальной напряженности:

Материал	$\overline{E}_{мин}$, кВ/мм	
Листовая конденсаторная бумага	$1{,}7\ d^{-0{,}58}$	(8-21)
Ленточная кабельная бумага	$1{,}8\ d^{-0{,}58}$	

Для напряженности $E_{кр}$ разброс значений характеризуется коэффициентом вариации, примерно равным 5%.

Напряженность $E_{кр}$ зависит от частоты воздействующего напряжения. С увеличением частоты, как уже отмечалось, средняя мощность $P_{н}$ начальных ЧР при $E = \text{const}$ повышается. При этом растет скорость газовыделения из масла и переход к критическим ЧР происходит при более низких напряженностях.

При постоянном напряжении критические ЧР в бумажно-масляной изоляции нормального качества не возникают вплоть до пробоя, так как малая интенсивность начальных разрядов не обеспечивает требуемой скорости газовыделения. Однако в сильно увлажненной изоляции, особенно при повышенной температуре, когда проводимость изоляции резко возрастает, интенсивность начальных ЧР может оказаться достаточной для возникновения газовых включений и появления критических разрядов.

На напряженность $E_{кр}$ сильное влияние оказывает количество газов, растворенных в масле. Чем больше газов в масле, тем легче образуются газовые включения и, следовательно, тем ниже напряженность $E_{кр}$. Поэтому напряженность $E_{кр}$ зависит от остаточного давления $p_{ост}$, при котором дегазируется масло и пропитывается изоляция. Как видно из рис. 8-14, увеличение остаточного давления приводит к снижению напряженности $E_{кр}$ до значения $E_{мин}$ (при $p_{ост} > 10^2$ кПа), которая соответствует напряженности появления ЧР в непропитанной изоляции. Следовательно, эффект от пропитки бумажной изоляции жидким диэлектриком тем больше, чем глубже вакуум при пропитке. В случае плохого вакуума пропитка не повышает длительную электрическую прочность изоляции.

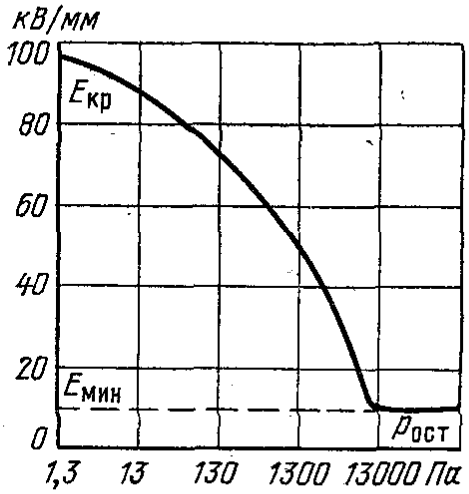


Рис. 8-14. Зависимость напряженности $E_{кр}$ от остаточного давления $p_{ост}$ при дегазации масла и пропитке бумажно-масляной изоляции конденсаторов.

Толщина изоляции 50 мкм. Сушка бумаги при 130° С и давлении 1,3 Па.

Повышение избыточного давления масла $p_{изб}$ увеличивает растворимость газов в масле и тем самым затрудняет появление критических ЧР. При этом напряженность $E_{кр}$ увеличивается. Влияние давления $p_{изб}$ на величину $E_{кр}$ проявляется сильнее при плохой дегазации масла (рис. 8-15).

Старение бумажно-масляной изоляции при длительном воздействии начальных ЧР происходит вследствие медленного разложения масла и накопления в нем побочных продуктов, в частности водорода и других газов. Когда наступает насыщение масла газами, в изоляции образуются газовые включения и в них возникают мощные критические ЧР, которые за относительно короткое время разрушают изоляцию до пробоя. Таким образом, срок службы τ бумажно-масляной изоляции при электрическом старении состоит из двух периодов: $\tau_н$ — времени, в течение которого масло в изоляции насыщается газом под действием начальных ЧР и $\tau_{кр}$ — времени разрушения изоляции до полного пробоя критическими ЧР. Однако $\tau_{кр} \ll \tau_н$, поэтому $\tau \approx \tau_н$.

При таком процессе старения рост концентрации газа $C_г$ в масле во времени происходит в соответствии с выражением

$$C_г = \gamma P_н t / V_м, \qquad (8\text{-}22)$$

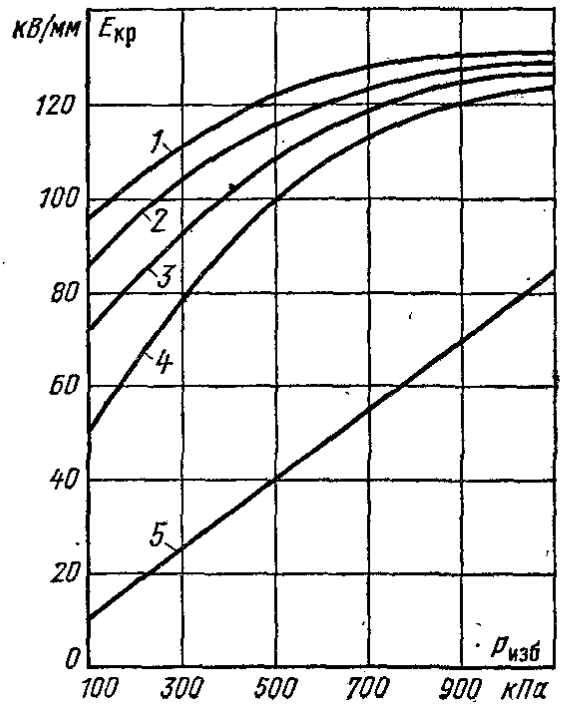


Рис. 8-15. Зависимость напряженности $E_{кр}$ от избыточного давления масла для бумажно-масляной изоляции конденсаторов.

Кривые *1*, *2*, *3*, *4* и *5* соответствуют остаточным давлениям при дегазации масла и пропитке изоляции 1, 3; 13; 130; 1300 и 13 000 Па. Сушка бумаги при 130° С и давлении 1,3 Па.

где γ — *удельное газовыделение*, т. е. объем газа, выделяющегося от разложения масла при рассеянии в ЧР единицы энергии, см³/Дж; $V_м$ — полный объем масла в изоляционной конструкции.

При $t = \tau_н$ концентрация газа в масле $C_г$ достигает $C_{г.\,н}$, соответствующей насыщению масла. Поэтому из (8-22) с учетом (8-18) следует:

$$\tau \approx \tau_н = \frac{C_{г.\,н} V_м}{\gamma P_н} = \frac{C_{г.\,н} V_м}{\gamma B_з U^m}. \qquad (8\text{-}23)$$

Сравнение (8-23) и (8-1) показывает, что полученное выражение для срока службы бумажно-масляной изоляции при электрическом старении дает зависимость $\tau = f(U)$, качественно совпадающую с экспериментальной. При относительно низких значениях напряженности E или напряжения U зависимость $P_н = f(U)$ отклоняется от (8-18) (см. рис. 8-11), чем и объясняется изменение хода «кривой жизни» в области больших сроков службы.

Из (8-23) следует, что срок службы бумажно-масляной изоляции может быть увеличен за счет уменьшения удельного газовыделения γ, которое сильно зависит от химического состава масла. Для обычных масел $\gamma = (2 \div 8) \cdot 10^{-4}$ см³/Дж. Сейчас созданы специальные, так называемые *газостойкие* масла, у которых удельное газовыделение снижено в несколько раз путем добавления ароматических углеводородов. К числу жидких диэлектриков, обладающих высокой газостойкостью, принадлежат также хлорированные дифенилы, используемые для пропитки бумажной изоляции силовых конденсаторов.

В случае газостойких масел время $\tau_н$ значительно увеличивается и срок службы изоляции может ограничиваться скоростью накопления в изоляции других продуктов разложения масла, вызывающих постепенное увеличение диэлектрических потерь. При этом изоляция выходит из строя вследствие повышения tg δ до значения, при котором нарушается тепловое равновесие и происходит тепловой пробой (см. § 9-2).

В такой изоляции, как и в бумажно-масляной, могут иметь место *начальные* и *критические* ЧР. Однако в этом случае независимо от физической природы разрядов и скорости газовыделения к начальным относят ЧР сравнительно малой интенсивности, не разрушающие твердый диэлектрик (бумагу, картон), а к критическим — ЧР, сопровождающиеся выделением значительной энергии, достаточной для необратимого разрушения твердого диэлектрика.

Начальные ЧР представляют собой либо пробои газовых включений, оставшихся в изоляции после заливки маслом [1], либо разрядные явления в самом масле, которые могут иметь место на участках с резко неоднородным электрическим полем. Кажущийся заряд начальных ЧР в маслобарьерной изоляции лежит в пределах 10^{-12}—10^{-10} Кл.

Энергия начальных ЧР сравнительно мала, поэтому их воздействие на изоляцию ограничивается разложением масла. Однако этот процесс не имеет существенного значения, так как в трансформаторах объемы масла велики и концентрации продуктов разложения растут очень медленно. Кроме того, в случае необходимости масло может быть полностью заменено новым.

Критические ЧР представляют собой пробои масляных каналов или скользящие разряды вдоль барьеров. Их кажущийся заряд q лежит в пределах 10^{-8}—10^{-5} Кл, а энергия достигает 0,1—1,0 Дж. Такие разряды сразу же оставляют видимые следы разрушения твердой изоляции барьеров.

Критические ЧР в маслобарьерной изоляции силовых трансформаторов возникают прежде всего в первом масляном канале, т. е. между обмоткой высокого напряжения и ближайшим барьером, где электрическое поле неоднородно у краев катушек. Средняя разрядная напряженность зависит от ширины масляного канала и при частоте 50 Гц лежит в пределах 70—110 кВ/см. При стандартных импульсах (1,2/50 мкс) и импульсах, эквивалентных внутренним перенапряжениям, средняя разрядная напряженность составляет соответственно 200—250 и 150—170 кВ/см.

Пробой масляного канала и образование в нем узкого проводящего канала разряда приводят к резкому усилению электрического поля на поверхности барьера (в точке A, рис. 8-16) и появлению значительной составляющей напряженности вдоль барьера. Поэтому пробой масляного канала, как правило, вызывает появление скользящих разрядов вдоль барьера. Эти разряды развиваются не только по поверхности барьеров, но и внутри самих барьеров, под их поверхностью.

Скользящие разряды вызывают разложение масла с выделением газов, причем те газы, которые образуются вне барьера, быстро

---

[1] Трансформаторы на напряжения до 110 кВ обычно заливают маслом без вакуумирования.

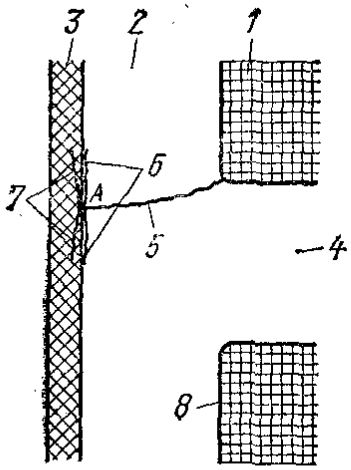


Рис. 8-16. Критический частичный разряд в маслобарьерной изоляции силового трансформатора.

1 — катушка обмотки ВН; *2* — первый масляный канал; *3* — барьер из картона; *4* — канал между катушками; *5* — разряд в масляном канале; *6* — скользящие разряды по поверхности барьера; *7* — разряды внутри барьера; *8* — катушка обмотки ВН.

всплывают или уносятся от места пробоя циркулирующим в канале маслом. Газы от разрядов внутри барьеров остаются. Энергия, рассеиваемая в критическом ЧР, достаточна для разрушения и твердого диэлектрика — картона. По пути развития скользящих разрядов происходит обугливание целлюлозы, в картоне образуются нитевидные следы высокой проводимости.

Единичный критический ЧР в виде пробоя масляного канала оставляет на барьере из картона так называемый «белый след» — светлые разветвленные линии, представляющие собой узкие газо-

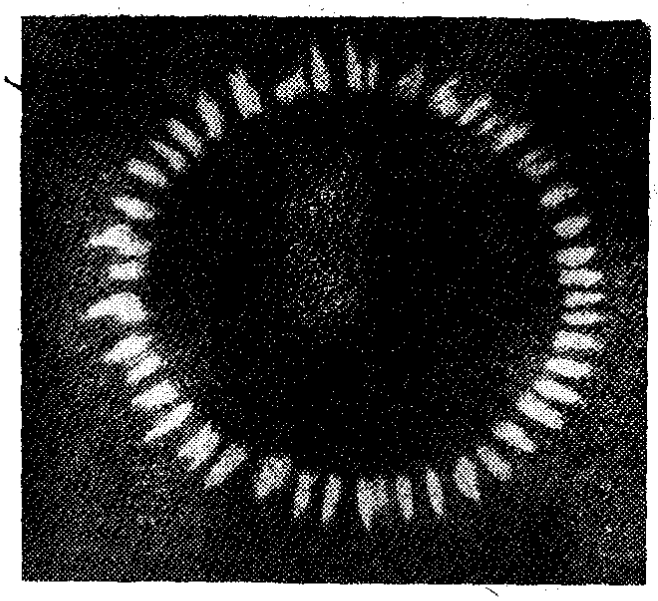


Рис. 8-17. «Белый след» на барьере из картона от поверхностных разрядов.

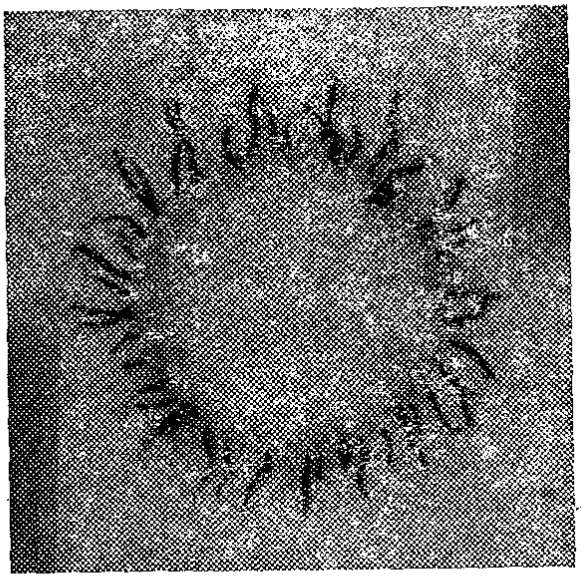


Рис. 8-18. «Черный след» на барьере из картона от поверхностных разрядов.

вые каналы под поверхностью барьера, образовавшиеся от скользящих разрядов внутри картона (рис. 8-17). После длительного отсутствия напряжения газовые включения в картоне могут раствориться в масле. Тогда «белый след» исчезает.

При повторных пробоях масляного канала скользящие разряды внутри барьера развиваются преимущественно по газовым каналам, оставшимся от предыдущих скользящих разрядов. При этом уже после двух-пяти пробоев разрушение самого картона становится настолько значительным, что в нем образуются видимые следы из обугленной целлюлозы («черный след» на рис. 8-18). Такое повреждение барьера необратимо.

Появление на барьере проводящих следов из обугленной целлюлозы вызывает искажение электрического поля и значительное повышение напряженности у концов этих следов. Поэтому если подобные следы от пробоев масляного канала образуются при воздействии перенапряжений, то затем ЧР достаточно высокой интенсивности могут развиваться у концов проводящих следов уже и при рабочем напряжении.

В результате длина проводящих следов с нарастающей скоростью увеличивается и происходит перекрытие изоляции по барьеру. Такой процесс постепенного образования проводящего канала и прорастания разряда вдоль барьера получил название «*ползущего*» разряда.

Время развития «ползущего» разряда до полного пробоя изоляции зависит от ряда случайных факторов, в частности от случайной последовательности перенапряжений, способных вызвать пробой первого масляного канала. Оно может колебаться в пределах от нескольких часов до нескольких месяцев.

Механизм электрического старения маслобарьерной изоляции, а также зависимость срока службы этой изоляции от интенсивности начальных ЧР пока еще не выявлены. На основании лабораторных исследований и опыта эксплуатации установлено, что для маслобарьерной изоляции ЧР с кажущимся зарядом 10^{-12}—10^{-10} Кл безопасны и, следовательно, допустимы при рабочем напряжении. Вместе с тем опыт эксплуатации показал, что одной из главнейших причин выхода из строя маслобарьерной изоляции является «ползущий» разряд, который регистрируется как ЧР с кажущимся зарядом 10^{-7}—10^{-6} Кл. Такие разряды недопустимы. При появлении их в изоляции оборудование немедленно должно быть выведено из работы.

8-6. ДОПУСТИМЫЕ РАБОЧИЕ НАПРЯЖЕННОСТИ ВО ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Рабочие напряженности $E_{раб}$, т. е. напряженности при рабочем напряжении, определяют интенсивность процессов электрического старения, мощность диэлектрических потерь, от которой может сильно зависеть рабочая температура изоляции, а также запас прочности изоляции по отношению к кратковременным перенапряжениям, при которых напряженности достигают значений $K_{п}E_{раб}$, где $K_{п}$ — кратность внутренних перенапряжений.

Выбор допустимых значений рабочих напряженностей $E_{раб.\ доп}$, при которых с достаточно высокой надежностью обеспечивается нормальная работа изоляции в течение требуемого срока службы (15—35 лет и более), является наиболее сложным и ответственным этапом разработки изоляционных конструкций. Ошибки при выборе величины $E_{раб.\ доп}$ могут резко ухудшить экономические показатели оборудования. При завышении значения $E_{раб.\ доп}$ изоляция будет преждевременно выходить из строя и придется излишне часто ремонтировать или полностью заменять оборудование. При зани-

женных значениях $E_{\text{раб. доп}}$ неоправданно возрастают размеры изоляции, габариты и стоимость всего оборудования.

В общем случае при выборе $E_{\text{раб. доп}}$ должны соблюдаться следующие условия:

$$E_{\text{раб. доп}} \leqslant E_{\tau}; \tag{8-24}$$

$$E_{\text{раб. доп}} \leqslant E_{\text{кр. доп}}/K_{\text{п}}; \tag{8-25}$$

$$P_{\text{диэл}} \leqslant P_{\text{диэл. доп}}, \tag{8-26}$$

где E_{τ} — напряженность, при которой срок службы τ изоляции соответствует требуемому; $E_{\text{кр. доп}}$ — допустимая напряженность в изоляции при кратковременном (одноминутном) воздействии испытательного напряжения; $K_{\text{п}}$ — расчетная кратность внутренних перенапряжений; $P_{\text{диэл}}$ — мощность диэлектрических потерь в изоляции при рабочем напряжении; $P_{\text{диэл. доп}}$ — допустимая по условиям нагрева изоляции мощность диэлектрических потерь.

Обычно для изоляционных конструкций с резконеоднородными электрическими полями по указанным условиям устанавливают средние по толщине изоляции допустимые рабочие напряженности, а для конструкций со слабонеоднородными полями — наибольшие напряженности.

Величину $E_{\text{кр. доп}}$, входящую в (8-25), определяют по опытным данным (см. § 9-8), а величины $P_{\text{диэл}}$ и $P_{\text{диэл. доп}}$ из (8-26) находят расчетным путем и проверяют в экспериментах.

Самой сложной проблемой при определении $E_{\text{раб. доп}}$ является оценка напряженностей E_{τ}, соответствующих требуемым срокам службы изоляции.

В связи с тем, что основной причиной электрического старения внутренней изоляции являются ЧР, вместо (8-24) часто пользуются условием

$$E_{\text{раб. доп}} \leqslant E_{\text{ч. р}}, \tag{8-27}$$

в котором $E_{\text{ч. р}}$ — напряженность появления ЧР, определяемая экспериментальным путем; для изоляции, пропитанной или заполненной маслом, — это напряженность $E_{\text{н}}$ появления начальных ЧР.

Напряженности $E_{\text{ч. р}}$ для отдельных экземпляров одной и той же изоляционной конструкции являются величинами случайными. Обычно полагают, что они распределены по нормальному закону, и для определения величины $E_{\text{раб. доп}}$ по условию (8-27) пользуются формулой

$$E_{\text{раб. доп}} = (\bar{E}_{\text{ч. р}} - 3\sigma_{\text{ч. р}}), \tag{8-28}$$

где $\bar{E}_{\text{ч. р}}$ — среднее значение напряженности появления ЧР по опытным данным; $\sigma_{\text{ч. р}}$ — среднеквадратическое отклонение напряженности $E_{\text{ч. р}}$.

Условие (8-27) и формула (8-28) обеспечивают с высокой надежностью отсутствие в изоляции процессов электрического старения (ЧР) при рабочем напряжении и, следовательно, «неограниченно» длительный срок службы. Однако исследованиями и много-

летней практикой установлено, что для многих видов изоляции, например для бумажно-масляной, маслобарьерной, компаундированной и др., допустимы ЧР некоторой малой интенсивности при рабочем напряжении, так как при таких ЧР сроки службы оказываются приемлемо большими. Таким образом, (8-28) может давать заниженные значения $E_{\text{раб. доп}}$, при которых длительная работа изоляции обеспечивается, но при увеличенных габаритах и стоимости изоляционной конструкции.

В тех случаях, когда ЧР при рабочем напряжении допустимы, величина $E_{\text{раб. доп}}$ должна выбираться из условия ограничения темпов электрического старения, т. е. интенсивности ЧР, до уровня, при котором срок службы соответствует требуемому.

К сожалению, связь между характеристиками ЧР и сроками службы τ установлена пока лишь для немногих видов изоляции. Например, для бумажно-масляной изоляции конденсаторного типа допустимая мощность начальных ЧР при сроке службы τ на основании (8-23) равна $P_{\text{н. доп}} = C_{\text{г. н}} V_{\text{м}} / \gamma\tau$.

Используя экспериментальные зависимости $P_{\text{н}} = f(E)$ или (8-18), по величине $P_{\text{н. доп}}$ можно определить и значение $E_{\text{раб. доп}}$.

Для некоторых видов изоляции установлены только наибольшие допустимые при рабочих напряженностях значения кажущегося заряда (см., например, § 8-5) или среднего тока ЧР.

При выборе $E_{\text{раб. доп}}$ требуется, как правило, проводить много экспериментов на макетах или на самих изоляционных конструкциях. При этом прямая проверка выбранных значений $E_{\text{раб. доп}}$ обычно оказывается невозможной из-за того, что требует слишком много времени. Поэтому иногда проводят *ускоренные* испытания на старение, во время которых искусственно увеличивают интенсивность ЧР путем повышения величины или частоты воздействующего напряжения.

Выбранные значения допустимых рабочих напряженностей уточняются по результатам эксплуатации изоляционных конструкций.

Как показывает практика, для изоляции одного и того же типа $E_{\text{раб. доп}}$ сильно зависит от ряда конструктивных факторов, технологии изготовления и качества исходных материалов. В серийно выпускаемых изоляционных конструкциях в настоящее время наиболее высокие значения $E_{\text{раб. доп}}$, вплоть до 15—18 кВ/мм при 50 Гц и до 40 кВ/мм при постоянном напряжении, достигаются в случае бумажно-масляной изоляции, а наименьшие (около 0,5 кВ/мм при 50 Гц) — в литой эпоксидной изоляции при несовершенной технологии, допускающей образование газовых включений.

8-7. ТЕПЛОВОЕ СТАРЕНИЕ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Тепловое старение, т. е. постепенное ухудшение характеристик внутренней изоляции при длительном нагреве, происходит вследствие того, что при повышении температуры возникают или ускоряются химические процессы в изоляционных материалах.

Конкретное содержание и скорость химических реакций в изоляции могут быть существенно различными в зависимости от свойств диэлектриков и условий старения, т. е. от температуры, количества воздуха (кислорода), оставшегося в изоляции при изготовлении, или скорости его поступления во время старения, от присутствия химически активных примесей (загрязнений) и особенно влаги, от контакта с металлами и свойств этих металлов и т. д. Заметное влияние на процесс старения может оказывать и электрическое поле.

Тепловое старение твердых диэлектриков проявляется главным образом в снижении их механической прочности. В частности, у наиболее распространенных в высоковольтной изоляции материалов из целлюлозы (бумага, картон) при длительном нагреве особенно сильно снижается прочность на растяжение и излом.

Тепловое разложение (деструкция) бумаги в присутствии влаги и воздуха (кислорода) ускоряется. В случае, когда бумага пропитана минеральным маслом, скорость старения уменьшается, так как ограничивается доступ воздуха к бумаге. Однако в некоторых случаях этот эффект снижается вследствие того, что в самом масле образуются продукты, вызывающие разложение целлюлозы (например, органические кислоты, перекиси и др.).

Тепловое старение бумаги при отсутствии других внешних воздействий практически не меняет ее кратковременной электрической прочности. Однако в реальных условиях эксплуатации одновременно с нагревом изоляция подвергается также и воздействию механических усилий. Поэтому снижение механической прочности бумаги в результате теплового старения непременно приводит к механическому повреждению изоляции и уже как следствие к электрическому пробою.

Большинство твердых изоляционных материалов, применяемых в электрических аппаратах и машинах высокого напряжения, также постепенно теряют механическую прочность при длительном нагреве и выходят из строя в результате пробоя, возникающего после механического повреждения.

Тепловое старение жидких диэлектриков выражается прежде всего в повышении проводимости и диэлектрических потерь. В минеральных маслах при повышении температуры развиваются окислительные процессы, в результате которых образуются органические кислоты, кетоны, альдегиды и твердые продукты (смолы). Эти продукты образуют ионы и коллоидные частицы в масле. В итоге проводимость и диэлектрические потери масла увеличиваются. Одновременно с этим снижается и электрическая прочность (см. § 9-4).

Увеличение диэлектрических потерь вызывает дополнительный нагрев изоляции и ускорение темпов ее старения. При определенных условиях рост диэлектрических потерь может привести к тепловому пробою (см. § 9-2).

Срок службы изоляции $\tau_т$ при тепловом старении зависит от скорости химических реакций. Если принять приближенно, что эта скорость на протяжении всего времени старения остается неизменной, то можно написать:

$$\tau_т = A/k_{хим}, \qquad (8\text{-}29)$$

где $k_{хим}$ — величина, характеризующая скорость химических реакций, например количество продуктов, вступающих в реакцию в единицу времени; A — коэффициент пропорциональности.

При прочих равных условиях скорость процесса зависит от температуры T. Для простейших химических реакций эта зависимость определяется законом Аррениуса, согласно которому

$$k_{хим} = k_0 e^{-W_a/RT}, \qquad (8\text{-}30)$$

где W_a — энергия активации; R — универсальная газовая постоянная.

Строго говоря, применение закона Аррениуса к сложным реакциям в изоляционных материалах неправомерно. Тем не менее опыт показывает, что (8-30) дает результаты, хорошо совпадающие с экспериментальными и в случае процессов, возникающих при тепловом старении изоляции.

На основании (8-29) и (8-30)

$$\tau_т = A_1 e^{B/T}, \qquad (8\text{-}31)$$

где A_1 и B — постоянные.

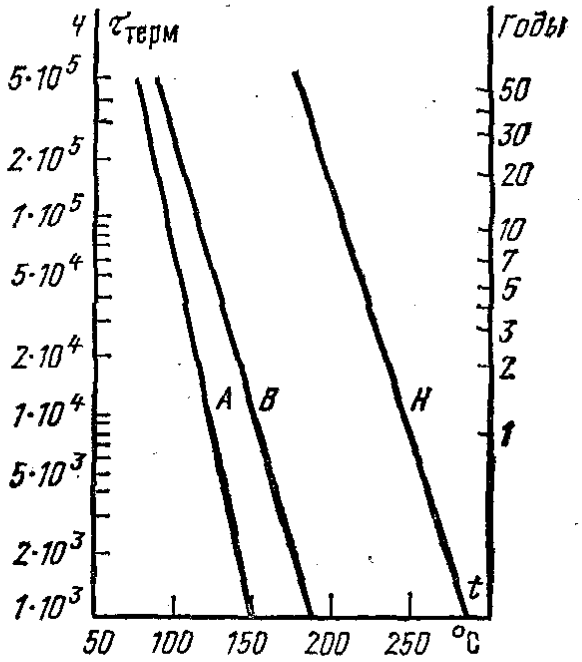


Рис. 8-19. Зависимость от температуры срока службы изоляции классов А, В и Н.

Легко показать, что в относительно узком интервале возможных рабочих температур зависимость $\tau_т = f(T)$, вытекающая из (8-31), может быть с хорошим приближением представлена в виде

$$\tau_т = A_2 e^{-aT}. \qquad (8\text{-}32)$$

Экспериментальные кривые, показанные на рис. 8-19, свидетельствуют о том, что (8-32) достаточно правильно выражает зависимость срока службы $\tau_т$ от температуры для разных видов изоляции.

Из (8-32) следует, что отношение сроков службы изоляции при разных температурах T_1 и T_2 будет:

$$\tau_{т1}/\tau_{т2} = e^{-a(T_1 - T_2)}$$

или

$$\tau_{т1}/\tau_{т2} = 2^{-(T_1 - T_2)/\Delta T}, \qquad (8\text{-}33)$$

где $\Delta T = \ln 2/a$ — повышение температуры, вызывающее сокращение срока службы изоляции при термическом старении в 2 раза.

Ориентировочные значения величины ΔT для некоторых видов изоляции приведены ниже.

Значение ΔT в среднем составляет примерно 10°С. Поэтому при ориентировочных расчетах можно полагать, что повышение температуры изоляции на каждые 10°С дает сокращение срока службы в 2 раза.

Изоляция	ΔT, °С
Бумага в масле	8
Бумага и хлопчатобумажная ткань в воздухе	10
Фенольные смолы	10—11
Полиамидные смолы	12
Кремнийорганические смолы	10—13
Изоляция (по ГОСТ 8865-70)	
класса А	8
класса В	8—10
класса Н	12

Для того чтобы ограничить скорость теплового старения и обеспечить необходимую долговечность изоляции, устанавливают предельные допустимые температуры $T_{\text{раб. доп}}$, а изоляционные конструкции выполняются таким образом, что в номинальном режиме работы температура в наиболее нагретой точке изоляции не превышает допустимую.

Нормы нагрева устанавливаются для отдельных видов электротехнического оборудования с учетом специфических условий работы. Например, нормы для аппаратов переменного тока высокого напряжения, установленные ГОСТ 8024-69, приведены ниже.

Элемент конструкции	Наибольшая допустимая температура нагрева, °С	
	в воздухе	в масле
Токоведущие части, изолированные или соприкасающиеся с изоляцией, а также детали из изоляционных материалов при классе нагревостойкости по ГОСТ 8865-70:		
Y	80	—
A	95	90
E	105	90
B, F, H и C	120	90
Масло трансформаторное в верхнем слое при использовании в качестве:		
дугогасящей среды	—	80
изоляционной среды	—	90

Рассмотренные выше процессы не исчерпывают все возможные воздействия на изоляцию при нагреве. В ряде случаев, например, могут возникать значительные механические усилия, остаточные деформации и даже разрушения, обусловленные тепловым расширением металлических частей электрических аппаратов.

Способность изоляционной конструкции выдерживать термические воздействия должна проверяться опытным путем.

8-8. УВЛАЖНЕНИЕ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Влага проникает во внутреннюю изоляцию из окружающего воздуха и может образовываться в самой изоляции при термоокислительных процессах. Скорость ее поступления зависит от влажности и температуры окружающего воздуха, гигроскопичности диэлектриков и от температуры самой изоляции, а также от ее конструкции (от наличия и качества уплотнений, от поверхности, соприкасающейся с воздухом, и т. д.).

Влияние влаги на характеристики изоляции обусловлено тем, что влага может образовывать с другими загрязнениями слабые электролиты. В последних происходят диссоциация и образование ионов, что влечет за собой рост проводимости и диэлектрических потерь. В результате может увеличиться нагрев изоляции и возрасти скорость теплового старения. Кроме того, как отмечалось в § 8-7, в присутствии влаги химические процессы идут активнее, могут выделяться газы, образовываться газовые включения и в них возникать ЧР. При постоянном напряжении повышение проводимости изоляции вызывает резкое увеличение интенсивности ЧР (см. § 8-3). Таким образом, увлажнение твердой изоляции опасно прежде всего тем, что оно ускоряет электрическое и тепловое старение и сокращает сроки службы изоляции.

Увлажнение жидких диэлектриков сопровождается не только повышением проводимости и диэлектрических потерь, но также и значительным снижением кратковременной электрической прочности (см. § 9-4).

Для того чтобы предотвратить или ограничить увлажнение внутренней изоляции в процессе эксплуатации, предусматриваются специальные меры. Например, волокнистые материалы пропитываются различными составами с тем, чтобы закрыть поры. Однако в микропоры пропитывающие составы, как правило, не проникают, поэтому пропитка лишь задерживает, но не устраняет полностью увлажнение. В связи с этим в последнее время уделяется много внимания созданию герметичных изоляционных конструкций.

Особенно трудно ограничить или устранить увлажнение изоляции крупных силовых трансформаторов или аппаратов с большим объемом масла. При изменениях температуры происходит значительное изменение объема масла, которое компенсируется с помощью расширительных баков. В эти баки при охлаждении масла и при отсутствии специальных мер может втягиваться большое количество окружающего увлажненного воздуха и происходить интенсивное увлажнение масла. Чтобы ограничить или исключить этот эффект, расширительные баки снабжают специальными устройствами.

Удаление влаги из внутренней изоляции в условиях эксплуатации связано с большими трудностями: оборудование приходится выводить из работы на длительное время, обеспечивать равномерный искусственный нагрев изоляции, создавать вакуум. В слу-

чае маслобарьерной изоляции, а также некоторых других видов изоляции это дает положительный эффект и приводит к восстановлению или улучшению характеристик изоляции. Для сушки маслобарьерной изоляции масло предварительно сливают и отдельно подвергают его регенерации, сушке и дегазации. Для бумажно-масляной изоляции, из которой масло удалить невозможно, сушка малоэффективна.

Учитывая опасность, которую представляет увлажнение для внутренней изоляции установок высокого напряжения, в эксплуатации большое внимание уделяют контролю влажности изоляции. Методы контроля рассматриваются в гл. 10.

ГЛАВА ДЕВЯТАЯ

КРАТКОВРЕМЕННАЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

9-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Кратковременная электрическая прочность внутренней изоляции характеризует ее способность выдерживать грозовые и внутренние перенапряжения и непродолжительные повышения рабочего напряжения. Многократные воздействия перенапряжений не должны вызывать не только сквозной пробой изоляции, но и повреждения местного характера, которые затем могут ускоренно развиваться под действием рабочего напряжения и привести к преждевременному выходу изоляции из строя. В связи с этим конкретное содержание понятия «кратковременная электрическая прочность» может быть различным. В одних случаях — это пробивное напряжение при том или ином кратковременном воздействии, в других — напряжение $U_{кр}$ появления критических ЧР или напряжение U_{P_0}, соответствующее опасной для изоляции мощности P_0 ЧР.

Закономерности ЧР во внутренней изоляции изложены в гл. 8. В настоящей главе рассматриваются пробивные напряжения, хотя в ряде случаев будет отмечено, что под пробивными понимаются не напряжения сквозного пробоя, а те, при которых в изоляции возникают опасные частичные пробои (разряды).

Длительность кратковременных электрических воздействий колеблется от долей микросекунд (грозовые перенапряжения) до нескольких часов. Как уже отмечалось в гл. 7, пробивные напряжения изоляции в этом интервале времен не постоянны, а снижаются по мере увеличения длительности воздействия. Поэтому полное представление о кратковременной электрической прочности могут дать вольт-секундные характеристики, соответствующие различным вероятностям пробоя. Однако из-за экспериментальных трудностей такая исчерпывающая информация в полном объеме не получена еще ни для одного вида изоляции. Подавляющее большинство

данных о кратковременной электрической прочности относится к стандартным импульсам или к напряжению промышленной частоты (плавный или ступенчатый подъем). В последние годы проводятся также измерения при импульсах, близких по форме к внутренним перенапряжениям.

Механизм пробоя внутренней изоляции, состоящей из комбинации нескольких диэлектриков, при кратковременном приложении напряжения весьма сложен. Он может быть различным в зависимости от длительности воздействия напряжения, от свойств отдельных диэлектриков и распределения этих диэлектриков по объему изоляции, а также в зависимости от температурных условий и конфигурации электрического поля. Для внутренней изоляции, как и для отдельных диэлектриков, различают два вида пробоя: *электрический и тепловой*. При электрическом пробое образование и быстрое размножение подвижных заряженных частиц в изоляции происходит непосредственно под действием сильного электрического поля. В случае теплового пробоя электрическое поле обусловливает сильный разогрев изоляции за счет диэлектрических потерь до теплового разрушения, которое сопровождается переходом в состояние повышенной проводимости.

9-2. ТЕПЛОВОЙ ПРОБОЙ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Механизм теплового пробоя поясним на простейшем примере, приняв условно, что температура θ во всех точках изоляции одинакова. При воздействии на изоляцию переменного напряжения U количество тепла $Q_в$, выделяющегося в единицу времени за счет диэлектрических потерь, а также количество тепла $Q_{отв}$, отводимого от изоляции в окружающую среду, определяются выражениями:

$$Q_в = \omega C U^2 \operatorname{tg}\delta; \tag{9-1}$$

$$Q_{отв} = Sk(\theta - \theta_{окр}), \tag{9-2}$$

где C — емкость изоляции; $\operatorname{tg}\delta$ — тангенс угла диэлектрических потерь; S — поверхность изоляции, от которой отводится тепло в окружающую среду; k — коэффициент теплоотдачи; $\theta_{окр}$ — температура окружающей среды.

У большинства изоляционных материалов диэлектрические потери и, следовательно, величина $\operatorname{tg}\delta$ с ростом температуры увеличиваются. Зависимость $\operatorname{tg}\delta$ от температуры θ приближенно соответствует выражению

$$\operatorname{tg}\delta = \operatorname{tg}\delta_0 e^{a(\theta - \theta_0)}, \tag{9-3}$$

где θ_0 — температура, при которой $\operatorname{tg}\delta = \operatorname{tg}\delta_0$.

В этом случае $Q_в$ и $Q_{отв}$ зависят от температуры изоляции, как показано на рис. 9-1, на котором кривые $Q_в$ построены для нескольких значений напряжения. При напряжениях U_1 и U_2 достигается равенство $Q_в = Q_{отв}$, т. е. возможны устойчивые режимы нагрева изоляции с температурами θ_1 и θ_2 соответственно. Наи-

большее значение напряжения, при котором еще может соблюдаться условие $Q_в = Q_{отв}$, равно $U_з$ (кривые $Q_в$ и $Q_{окр}$ касаются при $\theta = \theta_з$). Однако уже в этом предельном случае тепловой режим изоляции оказывается неустойчивым. При случайном повышении температуры или напряжения количество выделяющегося тепла будет постоянно превышать количество тепла отводимого и температура изоляции θ станет неограниченно возрастать. Таким образом, при $U \geqslant U_з$ термическое равновесие изоляции нарушается, температура беспредельно увеличивается и происходит термическое разрушение изоляции с потерей диэлектрических качеств. Такой процесс называют тепловым пробоем.

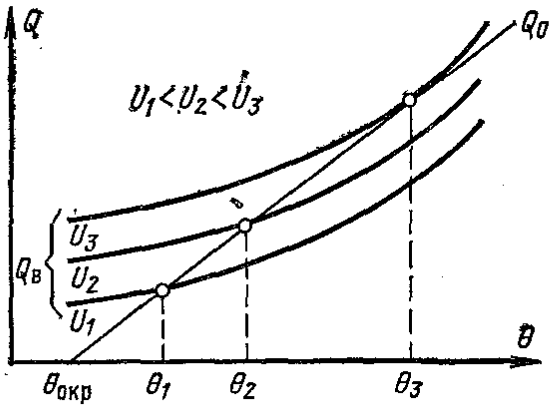


Рис. 9-1. К механизму теплового пробоя.

Из рис. 9-1 следует, что нарушение термического равновесия изоляции наступает, если $Q_в \geqslant Q_{отв}$ и $\partial Q_в/\partial\theta \geqslant \partial Q_{отв}/\partial\theta$.

Используя эти условия и (9-1)—(9-3), можно получить следующее выражение для напряжения теплового пробоя:

$$U_{пр} = \sqrt{\frac{kS}{\omega C a e \operatorname{tg}\delta_0}} \exp -0{,}5a(\theta_{окр} - \theta_0). \qquad (9\text{-}4)$$

Для изоляции между плоскими электродами $C = \varepsilon_0\varepsilon S/d$, где d — толщина изоляции и S — площадь электродов. Тогда (9-4) принимает вид:

$$U_{пр} = \sqrt{\frac{kd}{\omega\varepsilon_0\varepsilon a e \operatorname{tg}\delta_0}} \exp -0{,}5a(\theta_{окр} - \theta_0). \qquad (9\text{-}5)$$

Приведенные формулы для напряжения $U_{пр}$ относятся к идеальному случаю, когда температура во всех точках изоляции одинакова. Тем не менее они дают качественно правильную зависимость $U_{пр}$ от величины $\operatorname{tg}\delta$, частоты ω и температуры $\theta_{окр}$ окружающей среды.

Напряжение теплового пробоя определяется условиями отвода тепла от изоляции и тепловыделениями в самой изоляционной конструкции. Поэтому напряжение $U_{пр}$ для реальных конструкций зависит не только от тех величин, которые входят в (9-4) и (9-5). Сильное влияние оказывают также размеры и теплопроводности самой изоляции, электродов и других элементов конструкции, а также тепловыделения в токоведущих частях.

Для изоляционных конструкций, работающих в напряженных тепловых режимах, для которых опасность теплового пробоя особенно велика (вводы, силовые кабели и конденсаторы), созданы инженерные методики расчета напряжения теплового пробоя, достаточно полно учитывающие действительные условия нагрева и охлаждения. Однако в этих методиках, как и при выводе формул

(9-4) и (9-5), рассматриваются установившиеся режимы нагрева. В условиях же эксплуатации повышенные напряжения воздействуют на изоляцию ограниченное время, за которое не всегда достигается установившееся состояние нагрева. При непродолжительных повышениях напряжения изоляция может не успеть полностью нагреться и тепловой пробой не произойдет, даже если $U > U_{пр}$. Поскольку инженерные методы расчета напряжения теплового пробоя в неустановившихся режимах нагрева отсутствуют, способность изоляционной конструкции выдерживать непродолжительные перегрузки проверяется экспериментально.

9-3. ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ПРОБОЙ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ

Основными процессами при электрическом пробое внутренней изоляции, как и при пробое газов, являются ускорение свободных электронов в электрическом поле и размножение их за счет ударной ионизации. Однако движение свободных электронов в твердых и жидких диэлектриках значительно сложнее, чем в газах, так как из-за малых межмолекулярных расстояний электроны постоянно взаимодействуют с окружающими их частицами. Кроме того, в зоне канала разряда может происходить изменение агрегатного состояния вещества.

Движение свободных электронов в плотных веществах удается достаточно строго описать только для случаев твердых диэлектриков с простейшей кристаллической структурой. Поэтому существующие теории электрического пробоя применимы лишь к ограниченному числу предельно чистых материалов и непригодны для инженерной практики. При проектировании высоковольтных конструкций кратковременная электрическая прочность изоляции оценивается по опытным данным или по эмпирическим зависимостям, а затем обязательно проверяется экспериментально.

Для распространенных видов изоляции накоплено уже достаточно много опытных данных. Наиболее важные из них приводятся в следующих параграфах. Однако прежде рассмотрим некоторые общие закономерности электрического пробоя, которые следует учитывать как при использовании опытных данных, так и при постановке новых экспериментов.

Пробивное напряжение изоляционной конструкции любого типа является величиной случайной. В экспериментах с одинаковыми изделиями наблюдаются значительные разбросы пробивных напряжений. При опытах с крупногабаритными конструкциями или их макетами в натуральную величину из-за высокой стоимости образцов удается испытать обычно не более пяти изделий. В таких случаях по результатам испытаний делают лишь грубую оценку средней величины пробивного напряжения $\bar{U}_{пр}$. Для упрощения экспериментов часто используются макеты изоляции, моделирующие

не всю изоляционную конструкцию, а лишь ее отдельные узлы или элементы. Если опыты проводятся на небольших макетах или образцах, то их испытывают 10—20 раз или более. При этом определяют не только среднее пробивное напряжение $\bar{U}_{пр}$, но и приближенное значение среднеквадратического отклонения $\sigma_{пр}$.

Из-за ограниченного числа испытуемых образцов изоляции обычно по опытным данным невозможно выявить действительную функцию распределения $F\{U_{пр}\}$ пробивного напряжения. Однако опыт показывает, что во многих случаях экспериментальные распределения в интервале вероятностей 0,2—0,8 достаточно близки к нормальным. Поэтому часто при статистической обработке результатов измерений полагают, что пробивные напряжения распределены по нормальному закону. В ряде последних исследований показано, что распределения $U_{пр}$ относятся скорее всего к числу экстремальных.

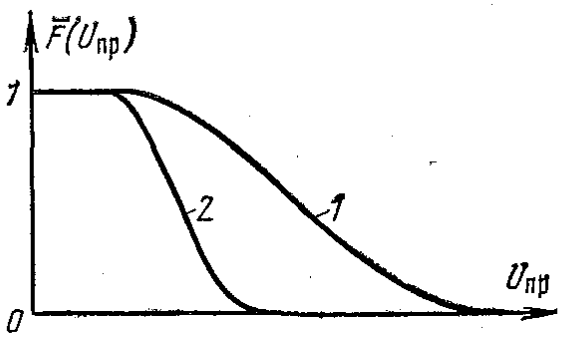


Рис. 9-2. Функции распределения $\bar{F}\{U_{пр}\}$ пробивных напряжений внутренней изоляции.

1 — образцы малых размеров; *2* — образцы больших размеров.

Для внутренней изоляции любого типа наблюдается зависимость пробивного напряжения от площади электродов S или от объема V изоляции. Чтобы пояснить причины и характер этой зависимости, предположим, что для малых образцов изоляции с однородным полем и площадью электродов S_0 установлена функция распределения пробивных напряжений $\bar{F}_0\{U_{пр}\}$, определяющая вероятность того, что фактическое пробивное напряжение образца будет больше $U_{пр}$ (рис. 9-2). Найдем функцию распределения пробивных напряжений большого образца с площадью электродов $S = nS_0$, который приближенно можно представить себе в виде n параллельно включенных малых образцов.

Для того чтобы пробивное напряжение большого образца было больше $U_{пр}$, необходимо, чтобы у каждого из n малых образцов оно также было больше $U_{пр}$. По теореме умножения вероятностей вероятность одновременного осуществления n независимых событий равна произведению вероятностей каждого из них. Следовательно, функция распределения пробивных напряжений большого образца $\bar{F}\{U_{пр}\}$ определяется равенством

$$\bar{F}\{U_{пр}\} = [F_0\{U_{пр}\}]^n. \qquad (9\text{-}6)$$

Из (9-6) следует, что при увеличении площади электродов функция распределения изменяется, как показано на рис. 9-2, т. е. среднее пробивное напряжение и среднеквадратическое отклонение уменьшаются.

Если принять, что функция $\bar{F}_0\{U_{пр}\}$ соответствует нормальному закону, то можно показать, что среднее пробивное напряжение $\bar{U}_{пр}$

и среднеквадратическое отклонение σ с ростом площади S электродов изменяются согласно выражениям

$$\bar{U}_{\text{пр}} = \bar{U}_{\text{опр}} - a_n\sigma_0; \tag{9-7}$$

$$\sigma = \sigma_0 \frac{2^{(n-1)/n}}{n} \exp 0{,}5a_n^2, \tag{9-8}$$

где a_n — коэффициент, численные значения которого для разных $n = S/S_0$ приведены в табл. 9-1.

Таблица 9-1

$n = S/S_0$	1	2	10	100	1000	10 000
a_n	0	0,55	1,5	2,45	3,2	3,8
σ/σ_0	1	0,81	0,61	0,42	0,33	0,28

В ориентировочных расчетах изменение среднего пробивного напряжения $\bar{U}$ с ростом размеров образца изоляции можно оценивать по формуле

$$\bar{U}_{\text{пр}} \approx \bar{U}_{\text{опр}} - \sigma_0 \lg S/S_0. \tag{9-9}$$

Простое объяснение зависимости напряжения $U_{\text{пр}}$ от S состоит в том, что с ростом площади электродов увеличивается вероятность появления в изоляции «слабых» участков.

В опытах с относительно небольшими образцами изоляции разбросы пробивных напряжений обычно характеризуются стандартом распределения $\sigma/\bar{U}_{\text{пр}} = 5 \div 10\%$. Поэтому если, например, испытания изоляции кабеля проводились на коротких отрезках длиной 2—5 м и при этом $\sigma/\bar{U}_{\text{пр}}$ составляло 5—10 %, то среднее пробивное напряжение изоляции кабельной линии длиной 2—5 км будет на 15—30% ниже, чем для коротких образцов.

Экспериментально установлено, что средняя по толщине изоляции пробивная напряженность $E_{\text{пр}}$ зависит от формы электрического поля. Чем больше коэффициент неоднородности поля, тем ниже величина $E_{\text{пр}}$. Для «сплошной» внутренней изоляции, не содержащей больших каналов или промежутков из жидкого или газообразного диэлектрика, в случае слабонеоднородных полей обычно используют приближенное правило «максимальной напряженности». Согласно этому правилу пробой изоляции наступает при таком напряжении, при котором напряженность в наиболее нагруженной точке изоляции достигает значения пробивной напряженности $E_{\text{пр. одн}}$ в однородном поле при той же толщине изоляции. Например, для изоляции между соосными цилиндрами пробивное напряжение будет $U_{\text{пр}} = E_{\text{пр. одн}} r \ln R/r$, где R и r — радиусы соответственно наружного и внутреннего электродов. Это правило нарушается в случае резконеоднородных полей, в частности при $r \ll R$. При-

менимость его к изоляции, содержащей большие объемы жидкого или газового диэлектрика, например к маслобарьерной изоляции, спорна.

Полному пробою внутренней изоляции предшествуют ЧР, которые возникают в наиболее слабых местах и оказывают значительное влияние на последующее развитие процесса. Это влияние выражается в зависимости пробивного напряжения от формы воздействующего импульса, числа импульсов, подаваемых на каждой ступени напряжения, а при переменном напряжении — от скорости подъема и длительности его приложения. От этих факторов, как следует из рассмотренных закономерностей ЧР (гл. 8), зависят число разрядов, возникающих в изоляции до пробоя, и их разрушающее воздействие на изоляцию.

Обычно при определении импульсной прочности напряжение поднимают ступенями по 5—10% ожидаемого пробивного, начиная с 50%-ного значения его, и на каждой ступени подают по 5—10 импульсов. В случае переменного или постоянного напряжения скорость подъема напряжения в интервале от 40—75% ожидаемого пробивного напряжения до пробоя составляет 2—3% в секунду от ожидаемого.

Как показывает опыт, кратковременная электрическая прочность внутренней изоляции в сильной степени зависит от конструктивных особенностей, технологии изготовления и качества исходных материалов.

9-4. ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ МАСЛЯНЫХ ПРОМЕЖУТКОВ

Пробивная напряженность минеральных изоляционных масел, подвергнутых особо тщательной очистке, как и у других *предельно* чистых жидких диэлектриков, приближается к 10^6 В/см, т. е. к значениям, характерным для прочности твердых диэлектриков. Электрическая прочность *технически* чистых масел значительно ниже и зависит прежде всего от концентрации и вида примесей, играющих важную роль в процессах пробоя.

Частицы примесей вызывают местные искажения электрического поля, а при определенных условиях, перемещаясь или деформируясь, они образуют цепочки — «мостики», вдоль которых облегчается развитие разряда.

Движение примесных частиц наблюдается в неоднородных полях, когда диэлектрическая проницаемость $\varepsilon_ч$ частиц отлична от проницаемости $\varepsilon_м$ масла. В этом случае частицы, поляризуясь в электрическом поле, образуют диполи, ориентированные вдоль силовых линий поля. На заряды каждого диполя $q_1 = q_2$ действуют противоположно направленные силы, соответственно $E_1 q_1$ и $E_2 q_2$, где E_1 и E_2 — напряженности в точках расположения зарядов диполя. Когда $E_1 \neq E_2$, т. е. электрическое поле неоднородно, равнодействующая этих сил отлична от нуля. Для твердых частиц обычно $\varepsilon_ч > \varepsilon_м$ и равнодействующая направлена в сторону более высоких напряжен-

ностей. Таким образом, при приложении напряжения твердые частицы устремляются в области с повышенной напряженностью.

Вблизи каждой частицы при $\varepsilon_ч > \varepsilon_м$ существует местная неоднородность электрического поля. Вследствие этого частицы стремятся объединиться в цепочки, вытянутые вдоль силовых линий поля. При определенных условиях из цепочек образуются «мостики», перекрывающие весь разрядный промежуток или значительную его часть, и по «мостику» происходит пробой.

Процесс образования «мостиков» и пробой загрязненного масла осложняются тем, что направленное перемещение частиц вызывает интенсивное движение самого масла, которое препятствует образованию «мостиков». В больших промежутках, особенно в случае резконеоднородных полей, движение масла сказывается сильнее, поэтому образование «мостиков» затрудняется и влияние примесей несколько уменьшается.

Важнейшей загрязняющей примесью в технических маслах является влага. В очень малых количествах она может растворяться в масле, образуя молекулярный (истинный) раствор. Так, при 25° С растворимость влаги в масле составляет около 50 миллионных долей (по объему), а при 80° С она увеличивается примерно до 500 миллионных долей. Влага в виде молекулярного раствора на электрическую прочность масла практически не влияет.

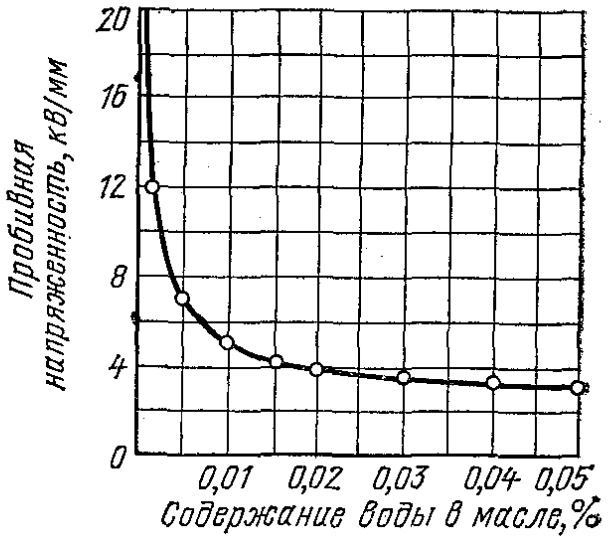


Рис. 9-3. Зависимость пробивной напряженности трансформаторного масла от концентрации влаги.

Измерения в разряднике при расстоянии между электродами 2,5 мм, действующая напряженность при 50 Гц.

Повышение концентрации влаги сверх растворяющей способности масла приводит к образованию эмульсии, т. е. мельчайших капелек воды диаметром 0,01—0,1 мкм. Появление эмульгированной влаги вызывает резкое снижение пробивного напряжения (рис. 9-3).

Влияние эмульгированной влаги объясняется тем, что капельки воды под действием электрического поля, как и твердые частицы, втягиваются в области более высокой напряженности. При этом они еще и деформируются, вытягиваясь вдоль силовых линий. При некотором напряжении, зависящем от концентрации влаги, происходит слияние отдельных капель и образование тончайших водяных каналов. В результате электрическое поле сильно искажается, ибо диэлектрическая проницаемость воды как полярной жидкости много больше, чем масла. Напряженность в масле между группами деформированных и слившихся капель возрастает, и электрическая прочность масла снижается. Чем больше концентрация эмульгированной влаги, тем меньше средние расстояния между капельками воды и

соответственно легче происходит их слияние. Поэтому увеличение влажности масла сопровождается снижением его электрической прочности.

Особенно сильное снижение электрической прочности имеет место при увлажнении масла, загрязненного волокнами. Из-за большой гигроскопичности волокна интенсивно адсорбируют влагу, что приводит к увеличению их диэлектрической проницаемости. Поэтому процессы втягивания волокон в области сильного поля и образования «мостиков» идут активнее.

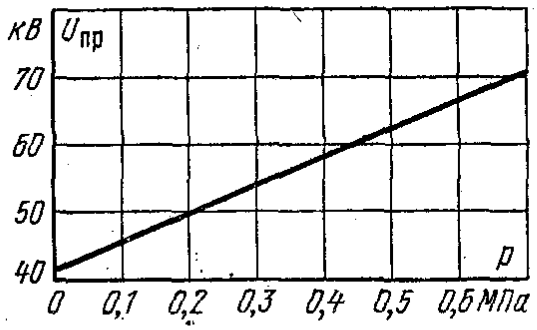


Рис. 9-4. Зависимость пробивного напряжения недегазированного масла от избыточного давления.

Электроды — шары диаметром 12,5 мм, разрядное расстояние 5 мм.

Минеральные масла способны растворять значительное количество газов. При температуре 20° С и нормальном давлении растворимость воздуха в трансформаторном масле составляет около 10% по объему.

Растворенные газы, как и другие примеси, снижают пробивное напряжение масла. При большой концентрации газов в масле образуются микропузырьки, в которых условия для развития разряда, особенно его начальных стадий, более благоприятны, чем в самом масле. Влияние растворенных газов обусловливает зависимость электрической прочности недегазированного масла от давления (рис. 9-4). С увеличением давления растворимость газа увеличивается, число микропузырьков сокращается и пробивное напряжение *недегазированного масла* увеличивается. Электрическая прочность тщательно дегазированного масла от давления практически не зависит.

Сложная природа пробоя масла обусловливает специфический вид вольт-секундных характеристик масляных промежутков (рис. 9-5).

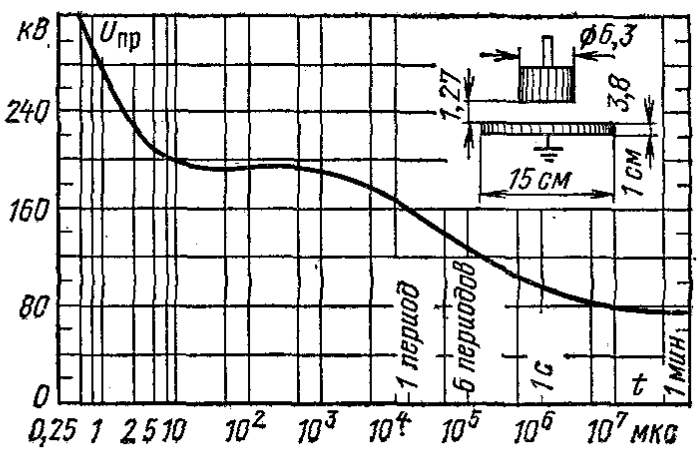


Рис. 9-5. Вольт-секундная характеристика промежутка в трансформаторном масле.

Качество изоляционных масел в отношении степени очистки определяют путем измерения их электрической прочности по методике ГОСТ 6581-66 в стандартном разряднике при плавном подъеме напряжения 50 Гц. Пробивное напряжение в стандартном разряднике у чистого, сухого масла непосредственно после заливки в оборудование должно быть в зависимости от класса напряжения не менее 25—55 кВ, а у эксплуатационного масла — не менее 20—50 кВ.

Следует иметь в виду, что между пробивным напряжением масла в больших промежутках и его прочностью, измеренной в стандартном разряднике, нет однозначной связи. В случае промежутков с резконеоднородными полями, когда роль примесей относительно невелика, эта связь практически отсутствует, т. е. степень очистки масла почти не влияет на пробивные напряжения промышленной частоты. Для промежутков со слабонеоднородными полями влияние степени очистки масла значительное. При импульсных напряжениях

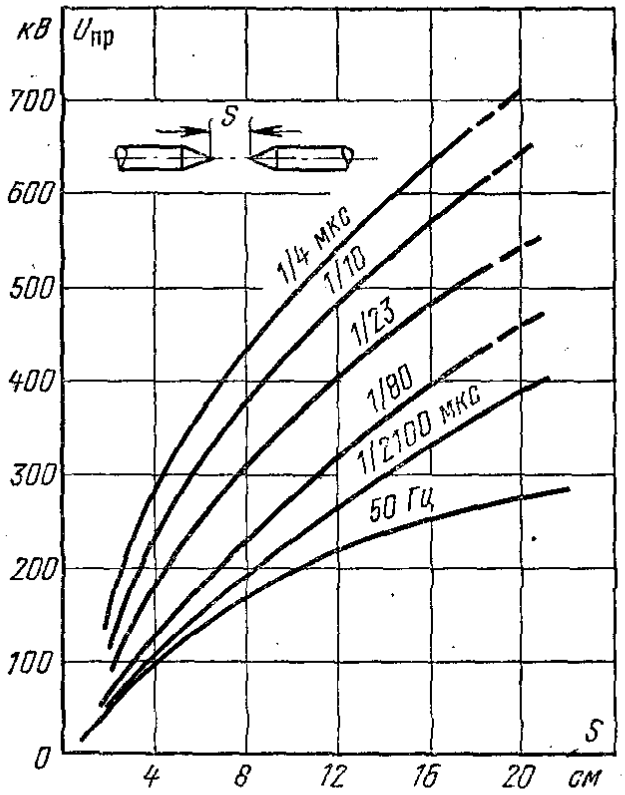


Рис. 9-6. Зависимость максимальных значений средних пробивных напряжений трансформаторного масла в промежутке острие — острие при импульсах разной формы и 50 Гц.

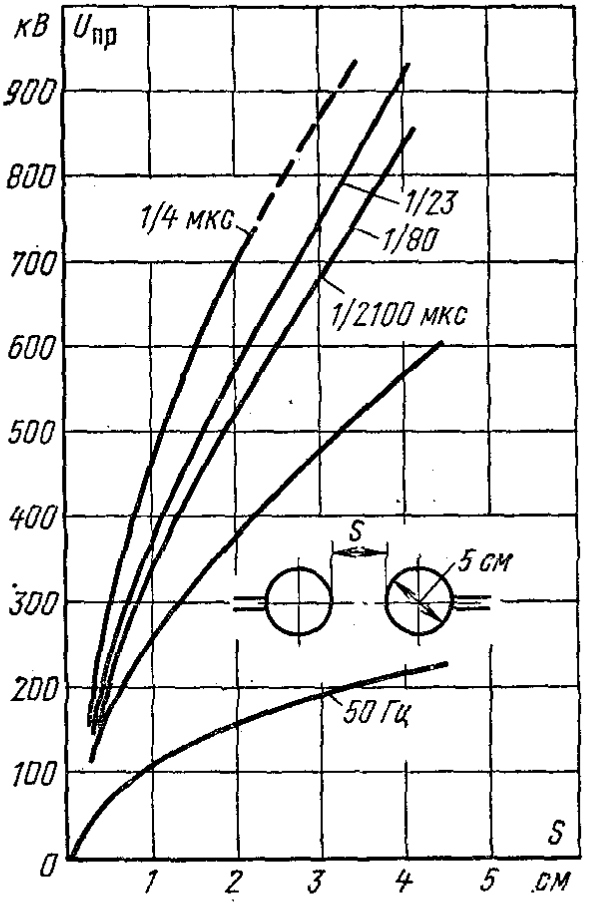


Рис. 9-7. Зависимости максимальных значений средних пробивных напряжений трансформаторного масла в промежутке шар — шар при импульсах разной формы и 50 Гц.

и больших разрядных промежутках качество масла оказывает малое влияние на пробивное напряжение как в слабо-, так в резконеоднородных полях.

Зависимости средних пробивных напряжений для промежутков острие — острие и шар — шар при импульсах разной формы и 50 Гц показаны на рис. 9-6 и 9-7.

Важная роль распределенных по объему примесных частиц обусловливает зависимость электрической прочности масляных промежутков от «активного» объема масла, т. е. от объема, перемещаясь из которого примесные частицы могут участвовать в образовании «мостиков» (при длительных воздействиях) или в котором они, искажая поле без перемещения, могут способствовать развитию разряда (при импульсах). При неизменной концентрации примесей увеличе-

ние «активного» объема приводит к снижению средней электрической прочности.

Экспериментально установлено, что для промежутков со слабой и средней неоднородностью поля «активным» является приблизительно тот объем, в котором напряженность равна или больше 90% наибольшей напряженности промежутка. В случае плоских параллельных электродов со скругленными краями это практически весь объем масла, заключенный между плоскими частями электродов;

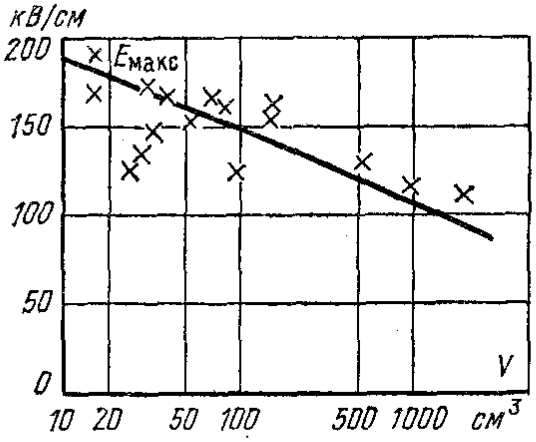


Рис. 9-8. Зависимость действующей наибольшей в промежутке пробивной напряженности промышленной частоты от «активного» объема масла в слабонеоднородных полях. Температура масла 90° С.

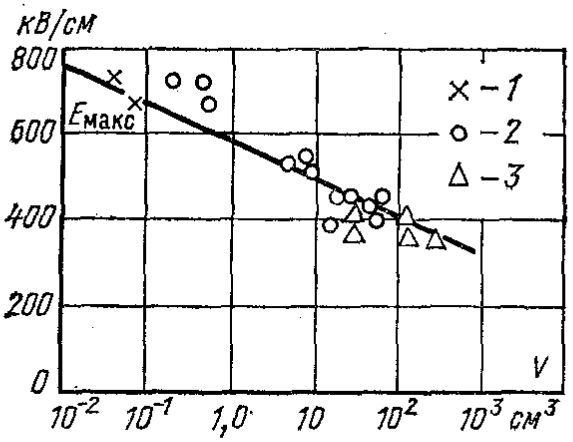


Рис. 9-9. Зависимость наибольшей в промежутке импульсной пробивной напряженности от «активного» объема масла. Температура масла 90° С.

1 — сфера—плоскость; *2* — цилиндр — плоскость; *3* — соосные цилиндры.

для соосных цилиндров — объем между внутренним электродом и цилиндрической поверхностью с радиусом $r_{вн}/0{,}9$, где $r_{вн}$ — радиус внутреннего электрода, и т. д.

Опытные зависимости средних значений наибольшей в промежутке разрядной напряженности от «активного» объема масла показаны на рис. 9-8 и 9-9. При полулогарифмическом масштабе результаты измерений группируются около прямой, т. е. могут быть представлены выражением $\bar{E}_{макс} = \bar{E}_{макс\,0} - k \lg V/V_0$, где V — активный объем масла. Это выражение качественно совпадает с (9-9). Из рис. 9-9 следует, что импульсные разрядные напряженности для промежутков с электродами разной формы, но с одинаковыми «активными» объемами масла приблизительно равны.

9-5. ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ МАСЛОНАПОЛНЕННОЙ ИЗОЛЯЦИИ

Кратковременная электрическая прочность масляных промежутков сравнительно невелика, особенно в случае неоднородных полей. Средние разрядные напряженности в масле при частоте 50 Гц для промежутков с резконеоднородными полями составляют всего лишь 5,0—7,5 кВ/см. Поэтому чисто масляная изоляция в высоковольтных конструкциях оказывается экономически невыгодной.

Для повышения электрической прочности масляных промежутков используют *покрытие* и *изолирование* электродов твердой изоляцией, чаще всего слоями кабельной бумаги, а также *барьеры* из твердых диэлектриков (из картона).

Покрытие имеет малую толщину (обычно не более 1—2 мм), поэтому поле в масляном промежутке практически не изменяется, а собственная электрическая прочность покрытия не имеет значения. Эффект от покрытия состоит в том, что существенно снижается вероятность образования устойчивых «мостиков» в масле.

Наибольший эффект покрытия дают при напряжениях промышленной частоты в случае промежутков со *слабонеоднородным* полем и с маслом, загрязненным волокнами и влагой. При указанных условиях покрытие повышает разрядное напряжение на 70—100%. С увеличением неоднородности поля образование «мостиков» в масляном промежутке, как уже отмечалось в § 9-4, само по себе затрудняется и поэтому эффект от покрытия снижается. В случае резконеоднородных полей покрытие увеличивает электрическую прочность всего на 10—15% и менее. На импульсную прочность они влияния не оказывают, так как процесс пробоя при импульсах не связан с образованием «мостиков». При постоянном напряжении покрытия также практически не влияют на пробивное напряжение.

При изолировании толщина твердого диэлектрика может достигать нескольких десятков миллиметров. Поскольку диэлектрическая проницаемость твердого диэлектрика обычно больше, чем у масла, при этом существенно уменьшается напряженность поля вблизи электрода с малым радиусом кривизны. Поэтому изолирование в отличие от покрытия наиболее эффективно в промежутках с резконеоднородными полями, когда оно способствует выравниванию электрического поля (см. градирование изоляции в § 7-2).

При изолированных электродах разряд вначале возникает в масле. После пробоя масляного промежутка практически все напряжение оказывается приложенным к твердому диэлектрику, причем электрическое поле в последнем искажается, становясь резконеоднородным вблизи канала разряда. Если толщина твердого диэлектрика относительно невелика, то сразу же следует и его пробой, и процесс завершается полным сквозным пробоем всей изоляции. Если же собственная электрическая прочность твердой изоляции достаточно велика, то сквозной пробой не происходит. Однако в этом случае разряды в масле могут сразу или после нескольких воздействий вызвать на поверхности твердого диэлектрика такие разрушения, что вся изоляционная конструкция станет непригодной для последующей длительной работы. Поэтому для конструкции, содержащей масляный промежуток и электроды с изолированием, обычно за пробивное принимают напряжение, при котором происходит пробой масляного промежутка независимо от того, приводит он к сквозному пробою или нет. Ориентировочно такое значение пробивного напряжения может быть определено по данным о прочности чисто

масляных промежутков и результатам расчета электрического поля с учетом различия диэлектрических проницаемостей масла и твердого диэлектрика. По данным А. В. Панова (ВЭИ), для приближенных оценок можно принять, что пробой масляного промежутка при напряжении 50 Гц происходит, когда напряженность в масле, кВ/см, на поверхности твердой изоляции достигает $E_м = (90 \div 105)/\sqrt{r}$, где r — радиус скругления электрода по твердой изоляции, см.

Барьеры значительно повышают пробивные напряжения и применяются как в слабо-, так и в резконеоднородных полях. Однако их действие в полях разной конфигурации различно.

В резконеоднородных полях на барьер, расположенный вблизи электрода с малым радиусом кривизны, оседают заряды (заряженные частицы), движущиеся от этого электрода. Указанный заряд распределяется на значительной площади поверхности барьера, вследствие чего электрическое поле в остальной части промежутка выравнивается, а электрическая прочность увеличивается.

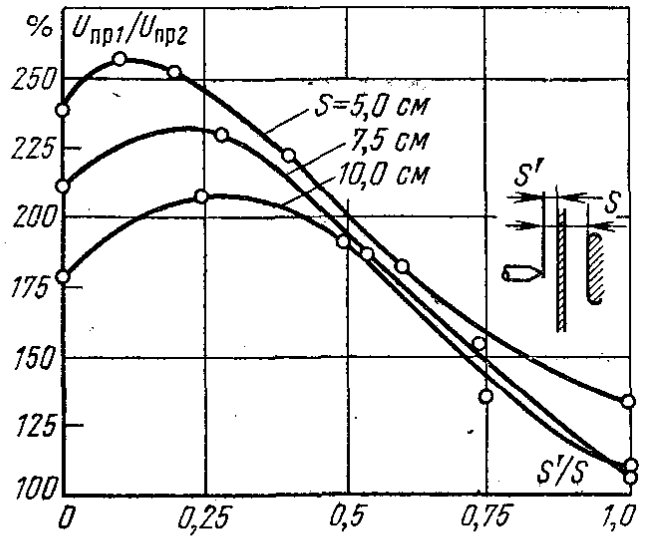


Рис. 9-10. Влияние плоского тонкого барьера на напряжение сквозного пробоя масляного промежутка при 50 Гц.

Барьер — электрокартон толщиной 2,5 мм; пробивное напряжение масла в стандартном разряднике 18 кВ. $U_{пр1}$ — пробивное напряжение с барьером; $U_{пр2}$ — без барьера.

Этот эффект при импульсах или очень кратковременных воздействиях напряжения 50 Гц имеет место, если барьер располагается в непосредственной близости от электрода с меньшим радиусом кривизны. При одноминутном воздействии напряжения промышленной частоты, как следует из рис. 9-10, барьер выгоднее располагать от этого электрода на расстоянии 15—25% межэлектродного. При оптимальном расположении барьера напряжение сквозного пробоя повышается в 2—2,5 раза.

В слабонеоднородном поле барьер повышает электрическую прочность при напряжении 50 Гц благодаря тому, что препятствует образованию «мостиков» из примесей. Наилучшим расположением барьера является такое же, как и в резконеоднородном поле. Среднее напряжение сквозного пробоя повышается при этом на 25—50%. Импульсную прочность масляного промежутка со слабонеоднородным полем барьер не увеличивает (может даже снизить).

В установках высокого напряжения с масляным заполнением часто используется несколько барьеров. В таких случаях барьер, ближайший к электроду с меньшим радиусом кривизны, выравнивает поле, а остальные действуют, как в слабонеоднородном поле.

Напряжение сквозного пробоя маслобарьерной изоляции в слабонеоднородном поле зависит также от собственной электрической прочности барьеров и растет приблизительно пропорционально суммарной толщине барьеров, если последняя не превышает 25—30% всего межэлектродного расстояния. При дальнейшем увеличении толщины или числа барьеров повышение электрической прочности получается незначительным, так как разряды начинают развиваться по поверхности барьеров. При неизменном коэффициенте заполнения масляного промежутка твердой изоляцией и постоянном расстоянии между электродами напряжение сквозного пробоя практически не зависит от числа и расположения барьеров в промежутке.

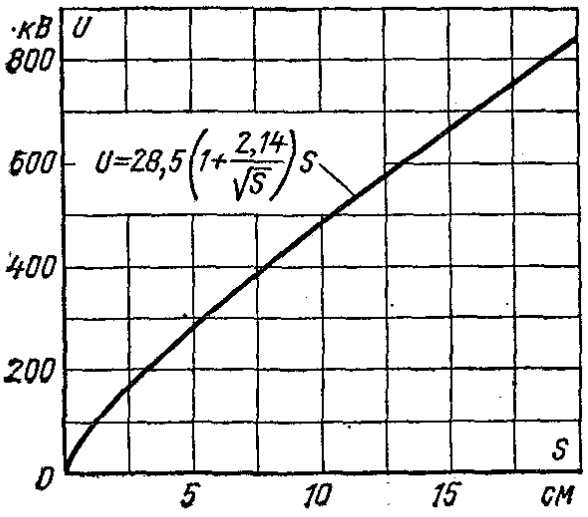


Рис. 9-11. Зависимость действующего напряжения 50 Гц, соответствующего пробою первого масляного канала в маслобарьерной изоляции трансформатора, от расстояния между обмотками *НН* и *ВН*. Поле квазиоднородное.

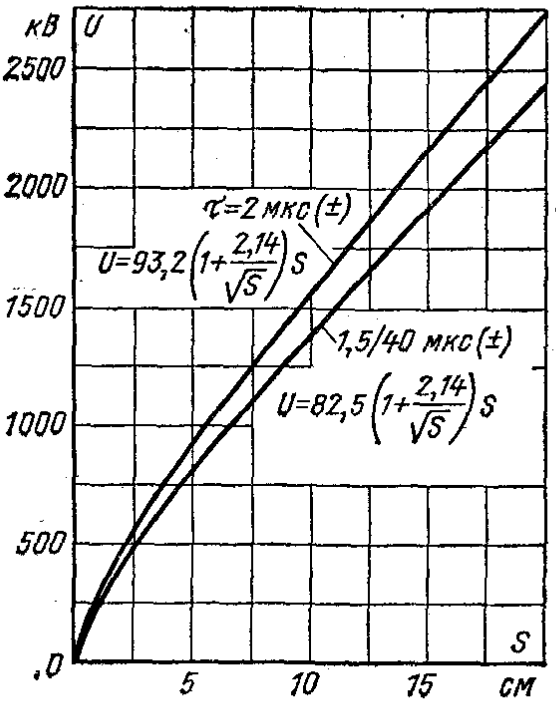


Рис. 9-12. Зависимость импульсного напряжения, соответствующего пробою первого масляного канала в маслобарьерной изоляции трансформатора, от расстояния между обмотками *НН* и *ВН*. Поле квазиоднородное.

При выборе размеров маслобарьерной изоляции, как и в случае изолированных электродов, используют обычно не напряжения сквозного пробоя, а те, при которых происходит пробой одного из масляных каналов (первого от электрода с наименьшим радиусом кривизны), причем эти напряжения также называют пробивными. Зависимости указанных пробивных напряжений для маслобарьерной изоляции между обмотками НН и ВН трансформатора в сравнительно однородном поле при 50 Гц и импульсах показаны на рис. 9-11 и 9-12. Напряжение, соответствующее пробою первого масляного канала, может быть также приближенно определено по данным о прочности чисто масляных промежутков и результатам расчета электрического поля с учетом различия диэлектрических проницаемостей барьеров и масла.

Пробой бумажно-масляной изоляции начинается с разрядных процессов в узких масляных прослойках между слоями бумаги, т. е. с частичных разрядов. Вначале эти разряды развиваются только в масляных прослойках, затем начинаются пробои и отдельных слоев бумаги.

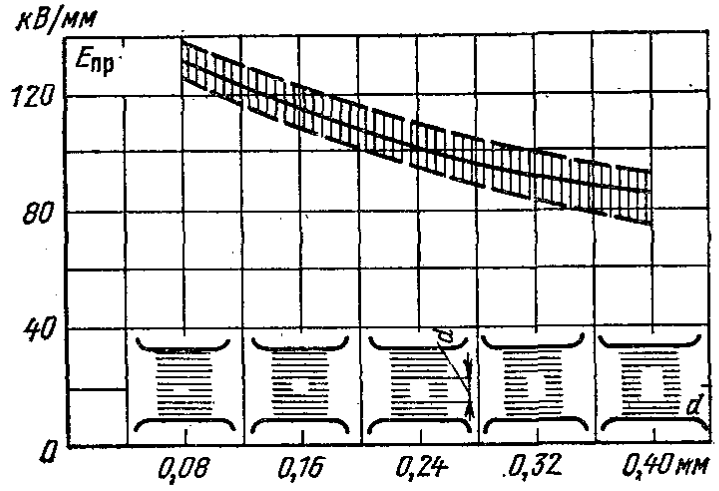


Рис. 9-13. Зависимость импульсной электрической прочности листовой бумажно-масляной изоляции в однородном поле от толщины масляного зазора d.

Толщина изоляции 0,96 мм, плотность бумаги 0,75 г/см³, температура 20° С.

Из общей картины развития пробоя бумажно-масляной изоляции следует, что пробивное напряжение определяется условиями развития ЧР в масляных прослойках и собственной электрической прочностью слоев пропитанной бумаги.

К числу факторов, влияющих на развитие ЧР, прежде всего относятся структура бумажно-масляной изоляции, т. е. размеры и взаимное расположение листов бумаги и масляных прослоек. С увеличением размеров прослоек в направлении электрического поля мощность ЧР и их воздействие на бумагу увеличиваются и кратковременная электрическая прочность изоляции соответственно снижается (рис. 9-13). Структура изоляции в свою очередь зависит от способа и плотности намотки бумажной основы, а также от толщины бумаги. При машинной намотке, когда обеспечивается постоянное и равномерное натяжение бумаги, плотность изоляции значительно выше.

Уменьшение толщины бумаги во всех случаях приводит к сокращению размеров масляных прослоек и значительному увеличению электрической прочности бумажно-масляной изоляции (рис. 9-14).

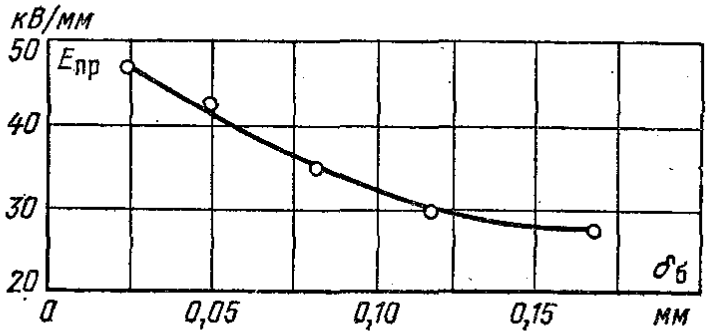


Рис. 9-14. Влияние толщины лент бумаги $\delta_б$ на пробивную действующую напряженность при 50 Гц кабельной изоляции, пропитанной маловязким маслом.

Для изоляции из наиболее тонких бумаг толщиной 6—20 мкм, используемой в силовых конденсаторах, характер зависимости электрической прочности от толщины изоляции или от числа листов бумаги при неизменной суммарной толщине изоляции другой. Такие зависимости для напряжения 50 Гц показаны на рис. 9-15; аналогичный вид они имеют и при постоянном напряжении. Эти зависимости

обусловлены тем, что при малых толщинах бумаги некоторые включения в виде частиц угольной пыли, металлов или их соединений занимают всю толщину листа. Число таких проводящих включений достигает нескольких десятков на квадратный метр.

При увеличении числа слоев бумаги каждый новый слой перекрывает включения других слоев, вероятность совпадения включений в слоях уменьшается и пробивная напряженность растет. Однако далее при числе слоев более 5—6 происходит снижение электрической прочности из-за усиления краевого эффекта. Наибольшая прочность изоляции из тонких конденсаторных бумаг соответствует толщине 60—80 мкм и числу слоев 5—6.

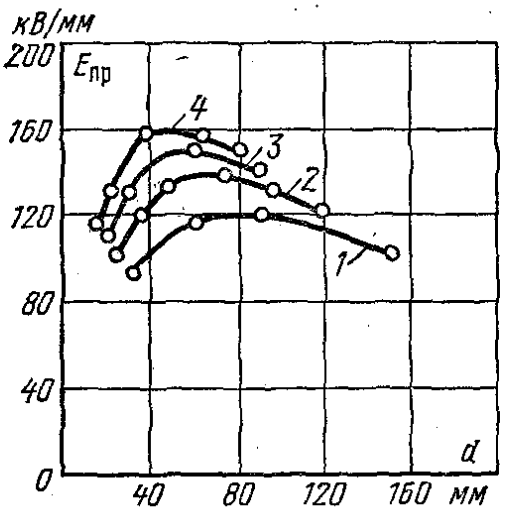


Рис. 9-15. Зависимость пробивной действующей напряженности при 50 Гц бумажно-масляной изоляции конденсаторов от ее толщины d при разном числе листов бумаги.

1, *2*, *3*, *4* — изоляция из бумаги толщиной 15, 12, 10 и 8 мкм.

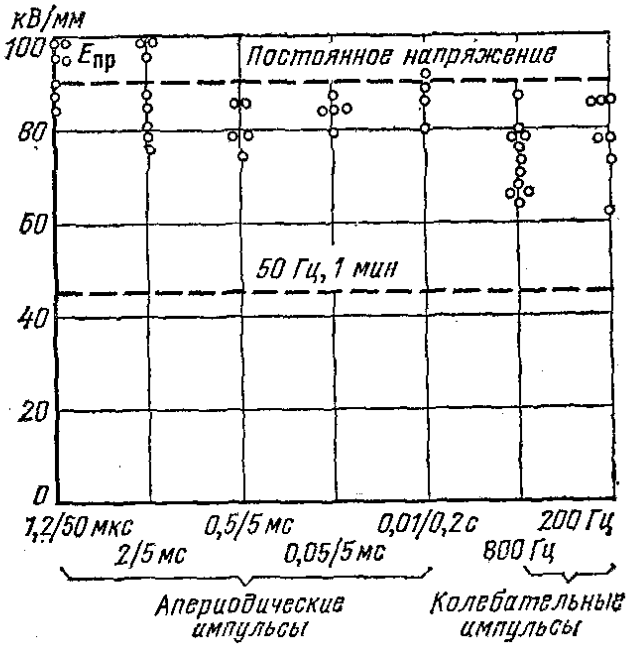


Рис. 9-16. Пробивные напряженности образцов бумажно-масляной изоляции при различных видах воздействующего напряжения. Толщина изоляции 1 мм.

Интенсивность ЧР в бумажно-масляной изоляции и, следовательно, пробивная напряженность зависят от формы и длительности воздействующего напряжения. Из данных, приведенных на рис. 9-16, видно, что с увеличением длительности импульсов наблюдается тенденция к снижению электрической прочности.

Существенное влияние на развитие ЧР в масляных прослойках оказывают избыточное давление и степень увлажнения изоляции.

Избыточное давление повышает пробивную напряженность масла в прослойках и затрудняет появление ЧР в изоляции (см. § 8-4 и рис. 8-15). Поэтому с ростом избыточного давления, как это видно из кривых, приведенных на рис. 9-17, электрическая прочность бумажно-масляной изоляции увеличивается. Эффект от избыточного давления тем сильнее, чем больше в масле растворенных газов.

Увлажнение бумажно-масляной изоляции приводит к значительному снижению ее пробивного напряжения (рис. 9-18), так как электрическая прочность масляных прослоек при этом уменьшается. Из рис. 9-19 следует, что увлажнение особенно сильно сказывается

на прочности изоляции при повышенных температурах. Объясняется это тем, что с ростом температуры происходит перераспределение влаги в изоляции и часть адсорбированной на бумаге влаги переходит в масло.

Собственная электрическая прочность пропитанных маслом листов бумаги зависит от плотности бумаги. С увеличением плотности, т. е. объемного содержания целлюлозы, прочность бумаги возрастает. Однако при этом увеличивается и ее диэлектрическая проницаемость, что приводит к повышению напряженности в масляных прослойках. Последнее обстоятельство сказывается в меньшей степени, поэтому электрическая прочность бумажно-масляной изоляции тем выше, чем больше плотность бумаги.

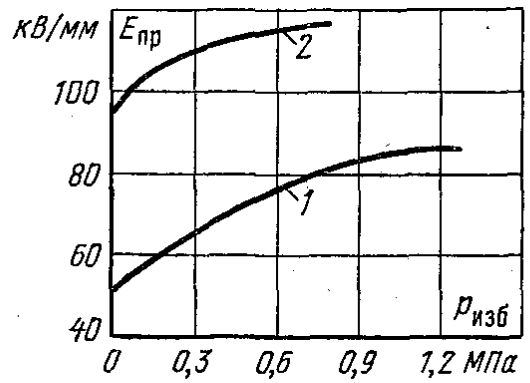


Рис. 9-17. Влияние избыточного давления масла на пробивную действующую напряженность бумажно-масляной изоляции при 50 Гц.

1 — ленточная изоляция из кабельной бумаги; *2* — листовая изоляция из конденсаторной бумаги.

Пробивное напряжение бумажно-масляной изоляции в электрических полях слабой и средней неоднородности может быть оценено по пробивной напряженности для однородного поля и правилу «максимальной напряженности» (см. § 9-3). В резконеоднородных полях, например, при наличии краевого эффекта средняя пробивная напряженность убывает с ростом толщины изоляции d обратно пропорционально $\sqrt{d}$.

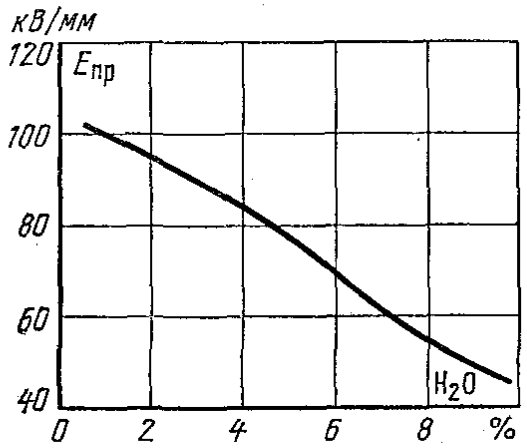


Рис. 9-18. Зависимость пробивной действующей напряженности бумажно- масляной изоляции от влажности бумаги при 50 Гц. Толщина изоляции 1 мм.

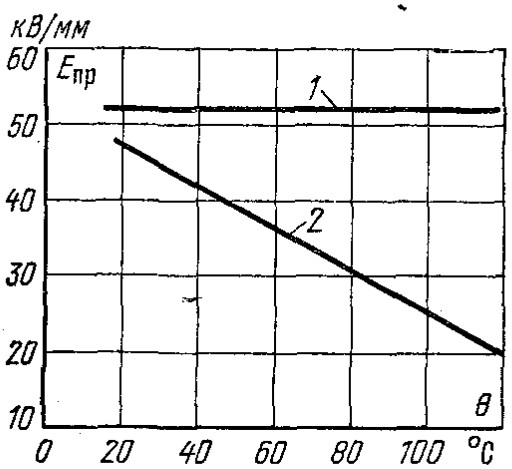


Рис. 9-19. Зависимость пробивной действующей напряженности бумажно- масляной изоляции от температуры при 50 Гц.

1 — хорошо высушенная бумага; *2* — плохо высушенная бумага.

Если бумажно-масляная изоляция работает в условиях неоднородного электрического поля, то возникает возможность появления разрядов вдоль слоев бумаги. В этом направлении пробивное напряжение примерно в 20 раз ниже, чем при пробое поперек слоев бумаги.

При постоянном напряжении пробивное напряжение бумажно-масляной изоляции примерно в 2 раза выше, чем при 50 Гц. Объясняется это тем, что, во-первых, напряжение между слоями бумаг и масляными прослойками при постоянном напряжении распределяется в соответствии с их проводимостями. Поскольку проводимость масла выше, напряженность в прослойках оказывается меньше, чем в бумаге, т. е. наиболее слабые участки изоляции менее напряжены. Во-вторых, как было показано в § 8-3, интенсивность ЧР при *постоянном напряжении значительно меньше.*

9-7. РАЗРЯД В МАСЛЕ ВДОЛЬ ПОВЕРХНОСТИ ТВЕРДОЙ ИЗОЛЯЦИИ

Как и при поверхностном разряде в воздухе, влияние твердой изоляции зависит прежде всего от расположения ее поверхности относительно силовых линий и от конфигурации электрического поля.

В слабонеоднородных полях, если граница раздела твердая изоляция — масло проходит примерно вдоль силовой линии, присутствие твердого диэлектрика незначительно меняет разрядное напряжение. При 50 Гц и расстояниях между электродами $S < 20$ см разрядное напряжение снижается не более чем на 10—15%, а при импульсах еще меньше.

В случае резконеоднородного поля со значительной составляющей напряженности, нормальной к поверхности твердой изоляции, общая картина развития разряда качественно такая же, как и в воздухе: при подъеме напряжения вначале у острого края электрода возникает «корона» — начальные ЧР, затем появляются скользящие разряды. Когда последние разовьются на всю длину уступа l, происходит перекрытие.

В общем случае на напряжение появления скользящих разрядов $U_{ск}$ в масле оказывают влияние такие характеристики твердой изоляции, как ее толщина, диэлектрическая проницаемость, поверхностное и объемное удельные сопротивления, от которых зависит распределение потенциала по поверхности. Однако при 50 Гц и импульсах практическое значение имеют лишь толщина d и диэлектрическая проницаемость $\varepsilon_{тв}$ твердой изоляции, если только поверхность последней находится в нормальном состоянии.

Для наиболее распространенных видов твердой изоляции с $\varepsilon_{тв} \approx \approx 4{,}0 \div 4{,}5$ получены следующие эмпирические формулы для действующего напряжения $U_{ск}$, кВ, и длины $l_{ск}$, см, скользящих разрядов в масле при промышленной частоте (толщина изоляции d, см):

$$U_{ск} = 39d^{0{,}45}; \tag{9-10}$$

$$l_{ск} = \frac{U - U_{ск}}{12{,}8}. \tag{9-11}$$

При $l_{ск} = l$ происходит перекрытие, поэтому разрядное напряжение

$$U_{р} = U_{ск} + 12{,}8l. \tag{9-12}$$

Формула (9-12) справедлива для $l > 5$ см. При меньших длинах уступа

$$U_0 = Al^{0,5}, \tag{9-13}$$

где A зависит от толщины d и может быть оценен из условия, что $U_р$ по (9-12) и (9-13) при $l = 5$ см должны быть равны.

Приведенные формулы относятся к случаю, когда край электрода, от которого развивается скользящий разряд, и поверхность твердой изоляции открыты, т. е. соприкасаются с большим объемом масла. Если же край электрода и поверхность закрыты слоем дополнительной изоляции, то скользящие разряды развиваются в узкой щели между твердой изоляцией и дополнительным покрытием. При этом разрядное напряжение снижается в 2—2,5 раза, так как образующиеся от разложения масла газы заполняют щель и разряд идет по существу в газе.

При импульсных напряжениях наблюдается влияние полярности: разрядное напряжение при отрицательных импульсах на 20—30% выше, чем при положительных. Зависимость разрядного напряжения $U_р$ от длины уступа l соответствует (9-13). При толщине твердой изоляции $d = 1{,}0$ мм коэффициент A, входящий в (9-13), равен для положительных импульсов 30, а для отрицательных 36. При $l > 20$ см и $d > 10$ мм влияние толщины твердой изоляции становится очень слабым. Средние разрядные напряженности при этом составляют 10—15 кВ/см.

9-8. ДОПУСТИМЫЕ ДЛЯ ВНУТРЕННЕЙ ИЗОЛЯЦИИ ВОЗДЕЙСТВИЯ ПРИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯХ

При многократных воздействиях грозовых и внутренних перенапряжений в период эксплуатации в изоляционной конструкции не должен произойти пробой и не должны возникнуть ЧР, способные вызвать местные повреждения и сокращение срока службы изоляции. Это означает, что в зависимости от конструкции изоляции должно соблюдаться условие

$$\left.\begin{aligned} U_{пр} &> U_{исп}, \\ \text{или} \qquad U_{кр} &> U_{исп}, \end{aligned}\right\} \tag{9-14}$$

где $U_{исп}$ — испытательное напряжение, установленное с учетом величины возможных перенапряжений; $U_{пр}$ — пробивное напряжение изоляции; $U_{кр}$ — напряжение появления опасных для изоляции критических ЧР. Эти условия должны соблюдаться при испытательных напряжениях, как импульсных, так и одноминутных промышленной частоты.

Чтобы выполнить условия (9-14) при выборе размеров изоляционных конструкций, для отдельных видов изоляции по опытным данным устанавливают допустимые напряжения или напряженности, соответственно импульсные $U_{имп.\ доп}$ или $E_{имп.\ доп}$ и одноминут-

ные при промышленной частоте $U_{50\,доп}$ и $E_{50\,доп}$. Для изоляции, содержащей относительно большие промежутки с газом или жидким диэлектриком, обычно устанавливают допустимые *напряжения*, а для однородной, «сплошной» изоляции — допустимые *напряженности*: на участках со слабонеоднородными полями — наибольшие, в случае резконеоднородных полей — средние по толщине.

Допустимые напряжения $U_{доп}$ (или напряженности $E_{доп}$) должны соответствовать очень малой вероятности пробоя или появления критических ЧР. Однако, как уже отмечалось в § 9-3, из-за высокой стоимости изоляционных конструкций приходится ограничивать число испытываемых изделий и оценивать функцию распределения $F\{U_{пр}\}$ и ее параметры лишь приближенно.

Обычно полагают, что значения напряжений $U_{пр}$ (или $U_{кр}$) распределены по нормальному закону, и допустимые значения определяют по формуле

$$U_{доп} = \bar{U}_{пр} - 3\sigma_{пр},$$

где $\bar{U}_{пр}$ и $\sigma_{пр}$ — среднее пробивное напряжение и среднеквадратическое отклонение по опытным данным.

В последнее время при выборе значений $U_{доп}$ или $E_{доп}$ начинают использовать экстремальные распределения.

Во всех случаях допустимые значения кратковременных воздействий на внутреннюю изоляцию проверяются и уточняются по результатам эксплуатации оборудования.

Наиболее высокие допустимые напряженности в настоящее время достигаются в бумажно-масляной изоляции. Для участков со слабонеоднородным полем при стандартных импульсах допустимые напряженности в такой изоляции составляют 40—70 кВ/мм.

ГЛАВА ДЕСЯТАЯ

МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЯ ИЗОЛЯЦИИ

10-1. СИСТЕМА КОНТРОЛЯ КАЧЕСТВА ИЗОЛЯЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Экономические показатели работы энергосистем во многом зависят от надежности изоляции оборудования. Последняя обеспечивается комплексом различных мер. При разработке изоляции анализируются условия эксплуатации и вероятные внешние воздействия, отбираются рациональные конструктивные решения, нормируются режимы работы оборудования. При изготовлении используются высококачественные изоляционные материалы и совершенные технологические процессы. Эти меры имеют первостепенное значение. Однако их недостаточно для обеспечения требуемой надежности.

При серийном производстве и массовом применении оборудования высокого напряжения имеется некоторая вероятность появления в изоляции дефектов из-за разного рода ошибок в процессе

изготовления, транспортировки, монтажа или во время эксплуатации, а также вследствие неучтенных внешних воздействий. Чтобы существенно снизить вероятность аварийного повреждения изоляции, используется система контроля качества изоляционных конструкций путем различных испытаний.

Экономическая целесообразность системы контроля как средства повышения надежности состоит в том, что затраты на его проведение и стоимость ремонта или замены отбракованных конструкций оказываются меньше ущерба от аварий, который был бы причинен при пробое отбракованной дефектной изоляции. В связи с высокой стоимостью высоковольтной изоляции такая система может быть экономически эффективной только при очень малом числе бракуемых изделий. Поэтому использование системы контроля не снижает требований к качеству изготовления. Более того, результаты испытаний позволяют выявлять «слабые» места конструкций и технологии и тем самым наиболее рационально их совершенствовать.

Действующая в настоящее время система контрольных испытаний включает в себя следующие этапы. Новая изоляционная конструкция до передачи ее в производство проходит государственные, межведомственные или другие испытания, во время которых всесторонне проверяется ее пригодность к работе в заданных условиях. Готовые изоляционные конструкции, предназначенные для работы в установках высокого напряжения, подвергаются приемо-сдаточным испытаниям на заводе-изготовителе, а затем на месте эксплуатации после выполнения монтажа и других подготовительных работ. В процессе эксплуатации состояние изоляции периодически контролируется при послеремонтных и профилактических испытаниях. С помощью последних выявляется не только изоляция со случайно возникшими дефектами, но также и изоляция, состарившаяся естественным путем в результате длительной работы. Объем, методы и нормы испытаний устанавливаются соответствующими стандартами, техническими условиями и Правилами технической эксплуатации электроустановок.

Эффективность испытаний или вероятность правильного выявления дефектной изоляции при контроле не является 100%-ной. Она зависит от методик испытаний, характеристик используемой аппаратуры, а также от выбора норм, т. е. значений измеряемых параметров, приписываемых нормальной и дефектной изоляции.

Профилактические испытания должны не только правильно, но и *своевременно* выявлять дефектную изоляцию, поэтому важное значение имеет также и периодичность их проведения. Для того чтобы показать, как влияет периодичность профилактических испытаний на их эффективность, рассмотрим простейшую модель таких испытаний.

Пусть в эксплуатации находятся n однотипных изоляционных конструкций, которые были введены в работу одновременно. При выходе одной из них из строя или отбраковке во время испытаний она немедленно заменяется новой, поэтому $n = \text{const}$.

В случайные моменты времени в изоляционных конструкциях возникают дефекты из-за непредусмотренных внешних воздействий или ошибочных действий персонала. Будем считать, что естественное старение изоляции еще не проявляется, а дефекты, появившиеся при изготовлении, выявлены и полностью устранены. Тогда, полагая, что условия эксплуатации остаются неизменными, можно принять постоянным во времени *среднее* число дефектов a, возникающих в единицу времени, и отнесенное к одной изоляционной конструкции.

Появление дефекта приводит к тому, что *оставшийся* срок службы изоляции, т. е. время от возникновения дефекта до пробоя, сокращается до τ_0 — случайной величины с функцией распределения $F_0(\tau)$. При $\tau_0 = 0$ имеет место мгновенный отказ.

Далее для простоты будем полагать, что методика и техника профилактических испытаний, проводимых через интервалы времени $T_и$, идеальные, т. е. позволяют безошибочно отличать дефектную изоляцию от нормальной.

За интервал времени от t до $t + dt$ во всех n изоляционных конструкциях возникнет в среднем $dn_д = andt$ дефектов. Те конструкции с дефектом, у которых $\tau_0 \leqslant T_и - t$, не «доживут» до очередных испытаний и выйдут из строя, вызвав аварию. Вероятность того, что $\tau_0 \leqslant T_и - t$, равна $F_0(T_и - t)$. Следовательно, от дефектов, возникших на интервале dt, произойдет $dn_a = anF_0(T_и - t)\,dt$ аварий. Общее число аварий в интервале времени $T_и$ будет тогда

$$n_a = an\int_0^{T_и} F_0(T_и - t)\,dt = an\int_0^{T_и} F_0(t)\,dt. \qquad (10\text{-}1)$$

За время $T_и$ между испытаниями общее число дефектов в изоляционных конструкциях составит в *среднем* $n_д = anT_и$, причем n_a из них вызовут аварии, а все остальные будут отбракованы во время испытаний. Следовательно, эффективность периодического контроля, т. е. доля своевременно выявляемых дефектов, будет:

$$\frac{n_{отбр}}{n_д} = \frac{n_д - n_a}{n_д} = 1 - \frac{1}{T_и} \times$$

$$\times \int_0^{T_и} F_0(t)\,dt = 1 - F_0(T_и) + \frac{1}{T_и}\int_0^{T_и} tf_0(t)\,dt, \qquad (10\text{-}2)$$

где $f_0(t)$ — плотность распределения τ_0.

Из (10-2), как и следовало ожидать, видно, что с увеличением $T_и$ эффективность периодического контроля уменьшается, а при $T_и \to \infty$ отношение $n_{отбр}/n_д$ стремится к нулю, так как $\lim\limits_{T_и \to \infty} F_0(T_и) = 1$ и $\lim\limits_{T_и \to \infty} \int\limits_0^{T_и} tf_0(t)\,dt = \bar{\tau}_0$, где $\bar{\tau}_0$ — средний срок службы дефектной изоляции.

При уменьшении интервала времени $T_и$ между испытаниями эффективность контроля растет, однако увеличиваются и расходы, связанные с проведением испытаний.

Если затраты на проведение испытаний одной изоляционной конструкции равны $C_{и0}$, а средний ущерб от одной аварии при внезапном выходе из строя изоляции C_{a0}, то суммарные затраты для всех n конструкций, отнесенные к единице времени, с учетом (10-2) будут:

$$C = \frac{nC_{и0}}{T_и} + \frac{n_a C_{a0}}{T_и} = \frac{n}{T_и}\left[C_{и0} + aC_{a0}\int_0^{T_и} F_0(t)\,dt\right]. \qquad (10\text{-}3)$$

На основании (10-3) минимум затрат имеет место при условии

$$\frac{dC}{dT_и} = -\frac{nC_{и0}}{T_и^2} - \frac{anC_{a0}}{T_и^2}\int_0^{T_и} F_0(t)\,dt + \frac{anC_{a0}}{T_и}F_0(T_и) = 0,$$

или после некоторых преобразований

$$\int_0^{T_и} tf_0(t)\,dt = \frac{C_{и0}}{aC_{a0}}. \qquad (10\text{-}4)$$

Левая часть (10-4), очевидно, не может быть больше $\bar{\tau}_0$, поэтому условие (10-4) соблюдается, если только

$$\frac{C_{и0}}{aC_{a0}} < \bar{\tau}_0 \quad \text{или} \quad C_{и0} < aC_{a0}\bar{\tau}_0. \qquad (10\text{-}5)$$

В противном случае, например при высокой стоимости испытаний, незначительном ущербе от аварий или при очень малом числе дефектов, возникающих в единицу времени, условие $dC/dT_и = 0$ не может быть выполнено и минимуму затрат соответствует $T_и \to \infty$, т. е. периодический контроль для обнаружения случайно образовавшихся в изоляционных конструкциях дефектов экономически невыгоден. Однако это не означает, что периодический контроль вообще нецелесообразен, так как он необходим еще и для выявления состарившейся изоляции.

Полная математическая модель периодического контроля изоляции, учитывающая, в частности, и возможность ошибочных выводов по результатам испытаний, пока еще не разработана из-за больших трудностей определения функций распределения сроков службы нормальной и дефектной изоляции, а также выявления статистической связи между контролируемыми параметрами (tg δ, сопротивлением утечки и т. д.) и остающимся сроком службы τ_0. Сейчас объем испытаний, периодичность их проведения и нормы отбраковки устанавливаются опытным путем.

Используемые при всех видах испытаний методы можно классифицировать следующим образом:

испытания повышенным напряжением с пробоем дефектной изоляции;

испытания при рабочем или повышенном напряжении с малой вероятностью пробоя — измерения tg δ и характеристик ЧР при напряжениях, близких к рабочему;

неразрушающие методы — измерения tg δ, сопротивления утечки и емкостных характеристик при низких напряжениях; неэлектрические методы контроля.

Разные методы контроля изоляции по-разному выявляют различные по характеру дефекты. Последние обычно условно подразделяют на две группы: сосредоточенные и распределенные. К первым относятся дефекты малых размеров, например проколы, трещины, газовые включения; ко вторым — дефекты, охватывающие значительные объемы изоляции, например увлажнения или загрязнения.

10-2. ИСПЫТАНИЯ ИЗОЛЯЦИИ ПОВЫШЕННЫМ НАПРЯЖЕНИЕМ

Основная идея проверки качества изоляции повышенным напряжением весьма проста. К изоляции прикладывается испытательное напряжение, превышающее рабочее. Если изоляция нормального качества, она выдерживает испытания, если дефектная — пробивается. Общий недостаток таких испытаний состоит в том, что дефектная изоляция необратимо разрушается и ее уже, как правило, нельзя отремонтировать.

При заводском контроле и при исследованиях приложением повышенных напряжений проверяется способность изоляции выдерживать грозовые и внутренние перенапряжения, т. е. кратковременная электрическая прочность. В связи с этим форма и величины испытательных напряжений устанавливаются такими, чтобы они были эквивалентны по воздействию соответствующим перенапряжениям.

Электрическая прочность изоляции по отношению к грозовым перенапряжениям проверяется приложением *полных* и *срезанных* импульсов напряжения. Согласно ГОСТ 1516-73 полный импульс должен иметь форму, показанную на рис. 2-14, и следующие параметры: длительность фронта $1{,}2 \pm 0{,}36$ мкс, длительность импульса 50 ± 10 мкс.

Испытания срезанными импульсами имитируют возможные в условиях эксплуатации случаи пробоя воздушных промежутков на подстанциях вблизи от трансформаторов или реакторов, при которых наблюдается резкое снижение импульсного напряжения. Возникающие при этом в обмотках трансформаторов или реакторов переходные процессы (гл. 13) сопровождаются опасными для продольной изоляции этого оборудования перенапряжениями.

Испытания срезанными импульсами проводят по схеме, приведенной на рис. 10-1, *а*. Полный стандартный импульс напряжения, создаваемый генератором *1*, срезается с помощью разрядника *2* при времени 2—3 мкс. Получаемая при этом форма срезанного импульса показана на рис. 10-1, *б*. Размеры петли среза l, h и H, опре-

деляющие индуктивность этой петли и скорость снижения напряжения на испытуемом объекте, должны соответствовать указанным в табл. 10-1. Сопротивление резистора R подбирается таким, чтобы отношение второго максимума напряжения (обратной полярности) к амплитуде срезанного импульса не превышало 0,6 для объектов классов напряжения 3—330 кВ или 0,3 — для объектов класса напряжения 500 кВ.

Способность изоляции выдерживать внутренние перенапряжения проверяется кратковременным приложением испытательного напряжения промышленной частоты. Правда, в последние годы установ-

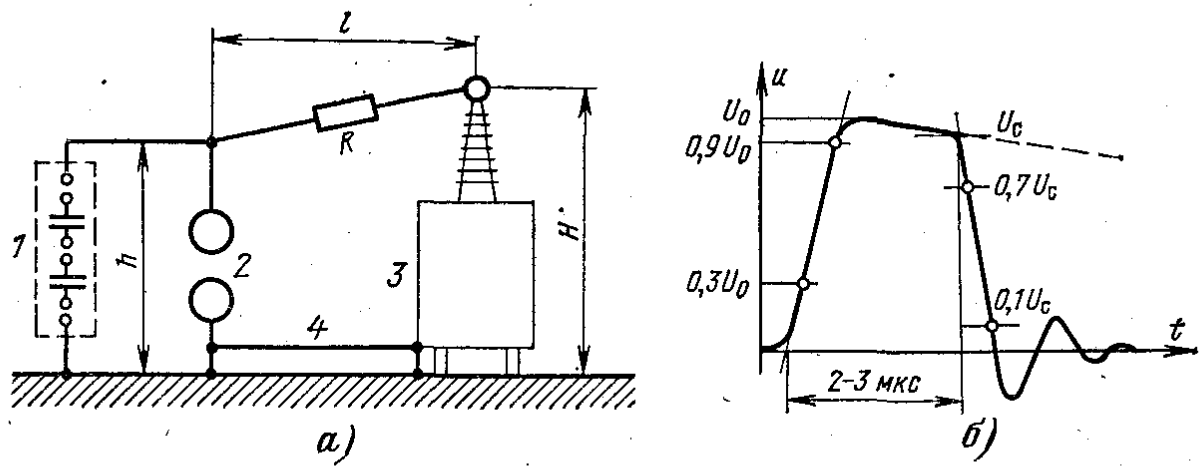


Рис. 10-1. Испытание изоляции срезанным импульсом.

а — схема испытания; *б* — форма срезанного импульса; *1* — генератор импульсных напряжений; *2* — срезающий разрядник; *3* — испытуемый объект; *4* — провод, соединяющий заземленный корпус испытуемого объекта с заземлением разрядника.

лено, что такое испытание для многих видов изоляции значительно опаснее, чем воздействие большого числа перенапряжений, возникающих в реальных условиях через длительные интервалы времени. Поэтому сейчас наметилась тенденция перехода от испытаний напряжением 50 Гц к испытаниям импульсами, эквивалентными внутренним перенапряжениям.

Значения испытательных напряжений и методики испытаний регламентируются стандартами, в частности для трансформаторов, реакторов, аппаратов и изоляторов высокого напряжения ГОСТ 1516-73 (гл. 11).

Таблица 10-1

Размеры петли среза в схеме рис. 10-1

Класс напряжения, кВ	Размеры петли среза, м		
	l	*h*	*H*
3—15	3—5	1,5—2,5	Высота до верхней точки ввода плюс 0,5 м, но не менее *h*
20—35	3—10	2,5—4,0	
110	5—15	4,5—7,0	Высота до верхней точки ввода, но не менее *h*
150 и 220	10—20	6,0—9,0	
330 и 500	15—40	7,5—12,0	

При профилактических или послеремонтных испытаниях проверяется по существу способность изоляции проработать без отказа до следующих, очередных испытаний. При этом контроль изоляции повышенным напряжением, как и другие методы, дает *косвенную* оценку не только кратковременной, но и длительной электрической прочности изоляции. Основная его задача — проверка отсутствия грубых сосредоточенных дефектов.

Контроль изоляции повышенным напряжением в условиях эксплуатации проводится для некоторых видов оборудования (вращающиеся машины, силовые кабели) с номинальным напряжением не выше 35 кВ. Для оборудования более высоких классов напряжения такой контроль затруднен, так как источники испытательного напряжения становятся громоздкими и нетранспортабельными.

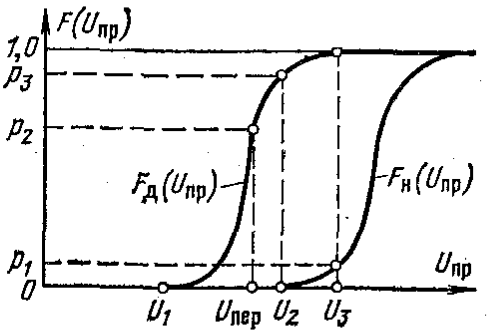


Рис. 10-2. Функции распределения пробивных напряжений дефектной и нормальной изоляции.

При профилактических испытаниях используют как переменное, так и постоянное испытательное напряжение. Последнее имеет ряд преимуществ перед переменным. Во-первых, отсутствует опасность появления мощных ЧР, поэтому испытательное напряжение может быть увеличено для лучшего выявления дефектов. Во-вторых, во время испытаний можно измерять ток утечки и тем самым получать дополнительную информацию. В-третьих, для испытаний постоянным напряжением могут быть использованы компактные испытательные установки относительно небольшой мощности, рассчитанные лишь на малые токи утечки. В случае же переменного напряжения требуется значительная реактивная мощность из-за больших емкостных токов через испытуемую изоляцию.

Недостаток постоянного испытательного напряжения состоит в том, что оно распределяется по толщине изоляции согласно удельным сопротивлениям, а не обратно пропорционально диэлектрическим проницаемостям изоляционных материалов, как при рабочем напряжении или при перенапряжениях. Поэтому отношения испытательных напряженностей к рабочим в отдельных диэлектриках получаются существенно разными.

Эффективность контроля изоляции повышенным напряжением при профилактических испытаниях в сильной степени зависит от величины испытательного напряжения. Чтобы пояснить особенности этой зависимости, рассмотрим функции распределения пробивных напряжений $F_д\,(U_{пр})$ и $F_н\,(U_{пр})$ соответственно для дефектной и нормальной изоляции.

Такие функции распределения условно показаны на рис. 10-2. Естественно, пробивные напряжения дефектной изоляции в среднем ниже, чем для нормальной. Важно, однако, обратить внимание на то, что имеется интервал пробивных напряжений $U_2 < U_{пр} < U_3$,

в котором обе функции распределения отличны от нуля и единицы. Практически это означает, что у некоторых дефектных изоляционных конструкций пробивные напряжения могут быть даже выше, чем у отдельных конструкций с нормальной изоляцией. Объясняется это тем, что к дефектной следует относить изоляцию не только с низкой кратковременной, но и с малой длительной электрической прочностью, а неудовлетворительная длительная прочность изоляции вполне может сочетаться с высокой прочностью кратковременной. Например, появление газовых включений относительно слабо влияет на импульсную прочность изоляции, но резко снижает срок службы и длительную прочность. Другими словами, для случая, показанного на рис. 10-2, дефектные изоляционные конструкции, у которых $U_{пр}$ меньше уровня перенапряжений $U_{пер}$, должны быть отбракованы из-за малой кратковременной прочности (их доля из общего числа равна p_2), а те, у которых $U_{пр} > U_{пер}$, из-за низкой длительной прочности (доля последних равна $1 - p_2$).

Теперь используем функции $F_д(U_{пр})$ и $F_н(U_{пр})$ для качественного анализа эффективности контроля изоляции при разных значениях испытательного напряжения $U_{исп}$. Очевидно, должно быть $U_{исп} > U_1$, так как в противном случае вся дефектная изоляция выдержит испытания. С ростом $U_{исп}$ до значения U_2 доля правильно отбракованной дефектной изоляции будет увеличиваться в соответствии с $F_д(U_{пр})$. При $U_{исп} = U_2$ часть дефектной изоляции, которая выдержит испытания, т. е. не будет выявлена, равна $1 - p_3$. При дальнейшем увеличении испытательного напряжения число невыявленных изоляционных конструкций будет сокращаться, однако начнут ошибочно пробиваться и конструкции с нормальной изоляцией. Очевидно, наиболее целесообразное значение испытательного напряжения $U_{исп}$ должно находиться в интервале $U_2 - U_3$ и выбираться на основании технико-экономических расчетов по условию минимума суммарного ущерба от ошибочно отбракованной нормальной изоляции и от тех аварий, которые может вызвать невыявленная при испытаниях дефектная изоляция. При этом следует учитывать, что качество изоляции проверяется еще и другими методами, и, следовательно, некоторая часть дефектной изоляции может быть дополнительно обнаружена другими способами.

10-3. ИЗМЕРЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ЧАСТИЧНЫХ РАЗРЯДОВ В ИЗОЛЯЦИИ

В § 8-3 было показано, что каждый ЧР с кажущимся зарядом q вызывает скачкообразное изменение напряжения на испытуемой изоляции с емкостью C_x:

$$\Delta U_x = q/C_x. \tag{10-6}$$

Под действием напряжения ΔU_x в цепи C_x возникает переходный процесс. Напряжения или токи переходного процесса используются для измерения характеристик ЧР *электрическими* методами. Кроме того, существуют методы, основанные на регистрации акустических,

световых и электромагнитных явлений, вызываемых ЧР. Однако эти методы имеют узкоспециальное применение и поэтому здесь не рассматриваются. Способ обнаружения ЧР по зависимости $\operatorname{tg}\delta = f(U)$ описан в § 10-5.

Принципиальные схемы для измерения характеристик ЧР электрическими методами показаны на рис. 10-3. В каждом варианте установка включает высоковольтный контур, состоящий из испытуемой изоляции C_x, испытательного трансформатора *ИТ* и соединительного конденсатора C_0, а также измерительную часть, в которую входят измерительное сопротивление $Z_и$ (или Z_1 и Z_2), фильтр *Ф*, усилитель *У* и регистрирующие приборы *РП* (осциллограф, счетчик импульсов и вольтметр). На схемах рис. 10-3 $C_п$ означает паразитную входную емкость измерительной части.

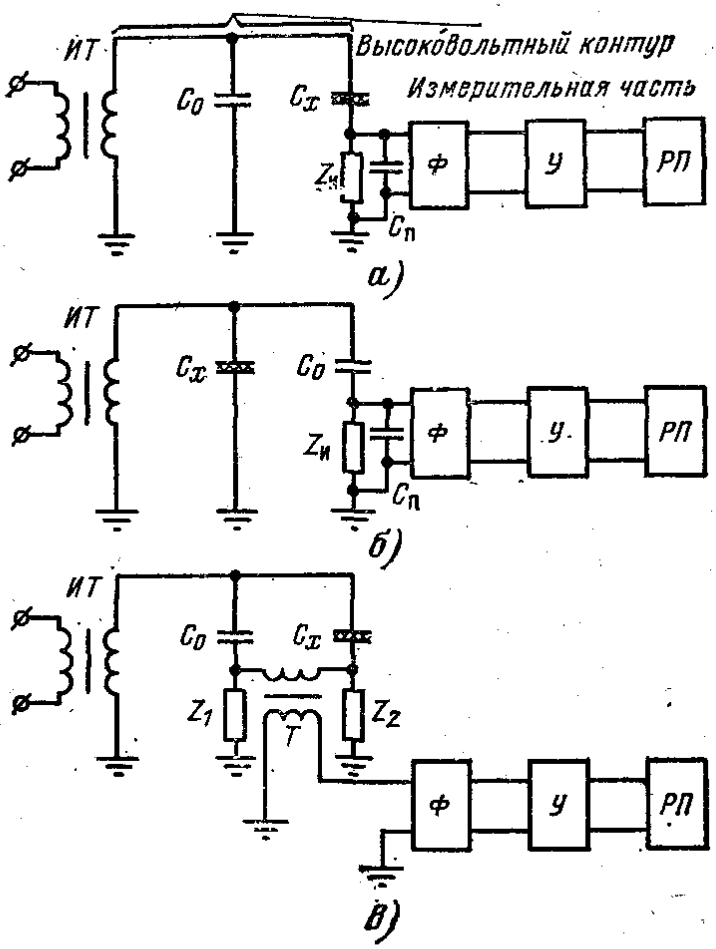


Рис. 10-3. Схемы для измерения характеристик частичных разрядов в изоляции.

а — последовательная; *б* — параллельная; *в* — мостовая.

Все три схемы, приведенные на рис. 10-3, одинаковы по принципу действия и различаются лишь точкой заземления контура C_x, C_0, $Z_и$. Параллельная схема (рис. 10-3, *б*) используется, если один из электродов C_x «наглухо» заземлен или когда через C_x проходит большой ток. Мостовая схема (рис. 10-3, *в*) позволяет частично компенсировать помехи, которые проникают из сети, питающей трансформатор *ИТ*, или возникают в самом трансформаторе.

На вход измерительной части установки поступают:

импульсы напряжения от переходных процессов в высоковольтном контуре, которые возникают при каждом ЧР;

падение напряжения на сопротивлении $Z_и$ от емкостных токов, проходящих через C_x или C_0 под действием испытательного напряжения (50 Гц и гармоники);

напряжение помех и шумов от разных источников.

Первая составляющая представляет собой полезный сигнал, по которому измеряют характеристики ЧР; две последние — мешают измерениям. Параметры элементов установки выбирают с учетом амплитуд и частотных спектров всех составляющих так, чтобы наи-

лучшим образом выделить на фоне мешающих напряжений импульсы от ЧР.

Амплитуда и форма импульсов от ЧР на входе измерительной частоты определяются из анализа переходного процесса в высоковольтном контуре. Из-за кратковременности этого процесса можно принимать во внимание только входную емкость трансформатора *ИТ* $C_т$, которую следует добавить к C_x или C_0 в зависимости от схемы установки.

Рассмотрим вначале случай, когда $Z_и = R_и$ — резистор. Индуктивность первичного контура для простоты учитывать не будем.

В этом случае на вход измерительной части поступает апериодический импульс напряжения

$$U_{вх}(t) = U_{вх0}e^{-t/T},$$

где $T = R_и C_э$ — постоянная времени первичного контура;

$C_э = C_п + \dfrac{C_0 C_x}{C_0 + C_x}$ — эквивалентная емкость контура.

Амплитуда этого импульса $U_{вх0}$ с учетом (10-6) определяется выражением

$$U_{вх0} = \Delta U_x \frac{1}{1 + \dfrac{C_п}{C_x} + \dfrac{C_п}{C_0}} = \frac{q}{C_x + C_п + \dfrac{C_п C_x}{C_0}}, \qquad (10\text{-}7)$$

т. е. пропорциональна кажущемуся заряду q ЧР. Поэтому измерение q сводится к измерению величины $U_{вх0}$.

Форма импульса напряжения и его частотный спектр при $Z_и = R_и$ показаны на рис. 10-4, *а*. Можно показать, что 90% энергии этого импульса напряжения лежит в диапазоне частот $0 - \omega = 2\pi/T$. Чтобы полезно использовать эту основную часть энергии импульса для измерения, усилитель *У* должен иметь полосу пропускания $0 - f = 1/T$. Увеличение полосы пропускания усилителя по сравнению с указанной нецелесообразно, так как при этом напряжение шумов растет быстрее, чем максимальное значение полезного сигнала на выходе усилителя.

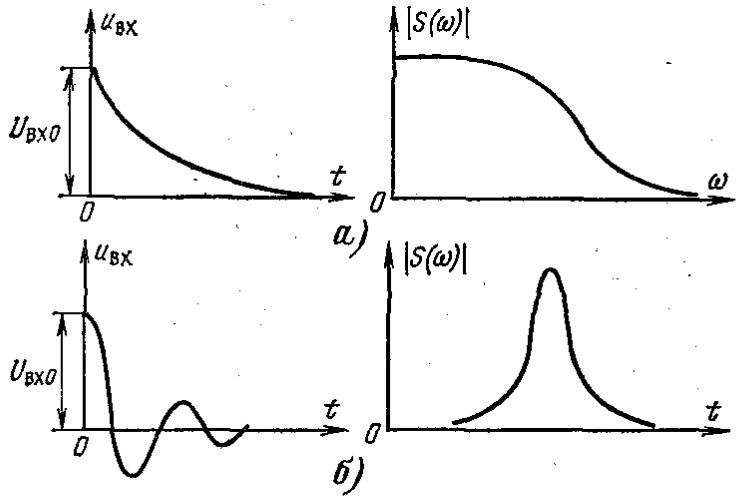


Рис. 10-4. Форма и спектры импульсов на входе установки для измерения характеристик ЧР в изоляции.

а — широкополосная схема; *б* — резонансная (узкополосная) схема.

Постоянную времени T обычно принимают равной 1—5 мкс, чтобы вероятность наложения импульсов от следующих друг за другом ЧР была мала.

При указанных значениях постоянной времени T полоса пропускания усилителя должна быть 200—1000 кГц, т. е. очень широкой. В соответствии с этим установки для измерения характеристик ЧР с $Z_и = R_и$ получили название *широкополосных*.

Источниками помех могут быть ЧР в трансформаторе *ИТ* или в конденсаторе C_0, а также корона на шинах высокого напряжения. Чтобы исключить эти помехи, изоляция трансформатора *ИТ* и конденсатора C_0 выполняется со значительным запасом, их вводы снабжаются дополнительными экранами, выравнивающими электрическое поле. Шины высокого напряжения изготовляются из труб достаточно большого диаметра и располагаются по возможности дальше от заземленных предметов.

Внешние помехи возникают от расположенных поблизости высокочастотных установок, от работающих коммутационных и сварочных аппаратов, люминесцентных светильников и т. д. Спектральный и амплитудный состав этих помех меняется во времени и зависит от местных условий. Чтобы они не мешали измерениям, используют сетевые фильтры в цепи питания всей установки, экранируют помещение или проводят испытания в часы, когда наиболее сильные помехи отсутствуют. Ограничение внешних помех представляет основную трудность в организации измерений характеристик ЧР.

Как показывает опыт, при постоянной спектральной плотности мощности помех полезный сигнал можно различить, если его максимальное значение в 2 раза и более превышает действующее напряжение помех $U_{\text{п}}$. Тогда на основании (10-7) *наименьший кажущийся заряд* $q_{\text{мин}}$ *регистрируемого* ЧР будет:

$$q_{\text{мин}} \geqslant 2U_{\text{п}}\left(C_x + C_{\text{п}} + \frac{C_{\text{п}}C_x}{C_0}\right). \tag{10-8}$$

Для современных установок $q_{\text{мин}} = 10^{-13} \div 10^{-15}$ Кл.

Коэффициент усиления $k_{\text{у}}$ усилителя *У* выбирают таким, чтобы при наименьшем импульсе на входе измерительной части напряжение $U_{\text{р. п}}$, подаваемое на регистрирующие приборы, было достаточным для их нормальной работы, т. е. *по условию*

$$k_{\text{у}} = U_{\text{р. п}}/U_{\text{вх 0 мин}}. \tag{10-9}$$

Напряжение $U_{\text{р. п}}$ может быть от единиц до десятков вольт.

Практика показывает, что для регистрации ЧР с $q = 10^{-13} \div 10^{-15}$ Кл коэффициент усиления должен быть 10^5—10^6.

Измерениям мешает и составляющая испытательного напряжения (50 Гц и гармоники), которая может достигать нескольких сотен вольт. Такое напряжение нельзя подавать на вход усилителя *У*, так как оно перегрузит его и выведет *из нормального режима работы. Поэтому перед усилителем включается фильтр Ф*, который не пропускает низкие частоты. Он выполняется из четырех—шести *RC*-звеньев, а его частотная характеристика выбирается такой, чтобы напряжение 50 Гц и его гармоник на входе усилителя не превышали максимального значения измеряемых сигналов. Обычно *граничная частота фильтра, выше которой сигнал* проходит практически без затухания, лежит в пределах 1—20 кГц, а ослабление сигнала на частоте 50 Гц составляет 10^7—10^8.

Основное достоинство широкополосных установок состоит в том, что каждому ЧР соответствует короткий импульс напряжения. Поэтому можно достаточно точно измерить с помощью осциллографа и счетчика импульсов число разрядов в единицу времени и их максимальные значения. Недостатком является высокий уровень помех, обусловленный широкой полосой пропускания усилителя *У*.

Существенное ограничение уровня помех достигается при использовании в качестве измерительного сопротивления индуктивности $L_{\text{и}}$. В этом случае переходный процесс в первичном контуре имеет колебательный характер, а на вход измерительной части установки поступает импульс напряжения

$$U_{\text{вх}}(t) = U_{\text{вх 0}}e^{-\alpha t}\cos\omega_0 t, \tag{10-10}$$

где $U_{\text{вх0}}$ — максимальное значение импульса, определяемое выражением (10-7); $\omega_0 = 1/\sqrt{L_{\text{и}}C_{\text{э}}}$; $\alpha = R_{\text{к}}/2L_{\text{и}}$; $R_{\text{к}}$ — активное сопротивление высоковольтного контура.

Форма импульса напряжения и его частотный спектр показаны на рис. 10-4, *б*.

В этом случае основная часть энергии импульса сосредоточена в сравнительно узкой полосе около частоты ω_0. Можно показать, что для использования 90% энергии такого импульса достаточна полоса пропускания усилителя

$$\Delta f = \omega_0(1 \pm 1/2Q), \tag{10-11}$$

где Q — добротность высоковольтного контура.

Обычно добротность $Q = 30$—50. Поэтому при частотах $f_0 = 100$—500 кГц полоса пропускания усилителя должна быть $\Delta f = 20$—50 кГц, т. е. намного уже, чем при $Z_{\text{и}} = R_{\text{и}}$. Для усиления импульсов в этом случае используют

резонансные усилители с частотой настройки f_0 и соответствующей полосой пропускания. В связи с этим установки с индуктивным входом получили название *резонансных* или *узкополосных*.

Наименьшая величина кажущегося заряда $q_{мин}$, измеряемого резонансной установкой, определяется также по формуле (10-8). Однако теперь напряжение шумов оказывается значительно меньшим. Собственные шумы усилителей пропорциональны $\sqrt{\Delta f}$, поэтому для резонансных усилителей они в 5—10 раз ниже (при указанных выше полосах пропускания). Но основной эффект достигается за счет того, что частота f_0 может быть выбрана в таком диапазоне, в котором регулярные внешние помехи, например от мощных радиостанций, отсутствуют.

Коэффициент усиления k_y усилителя и характеристику фильтра определяют так же, как и для широкополосных установок. Фильтр выполняют из трех-четырех LC-звеньев.

Недостаток резонансных установок состоит в том, что импульсы имеют колебательную форму и при большой плотности следования ЧР во времени они накладываются друг на друга. При этом сосчитать число ЧР и точно определить их кажущийся заряд трудно или вообще невозможно. Поэтому установки с индуктивным входом наиболее удобны не для измерения интенсивности ЧР, а для обнаружения разрядов или для измерения напряжения, при котором ЧР возникают. При необходимости интенсивность ЧР оценивают по среднему или действующему напряжению (в микровольтах) всего потока импульсов на входе измерительной части, которое определяется по показаниям вольтметра, включенного на выходе усилителя, и коэффициенту усиления.

Измерение кажущегося заряда q электрическим методом производится путем измерения величины, пропорциональной заряду, — максимального значения импульса напряжения $U_{вх\,0}$. Однако согласно (10-7) в коэффициент пропорциональности между q и $U_{вх0}$ входит паразитная емкость $C_п$, которая не поддается строгой оценке. Кроме того, на отношение $q/U_{вх0}$ могут влиять и некоторые неучтенные нами «малые» параметры, например индуктивность высоковольтного контура, его емкость по отношению к земле и т. д. Поэтому действительное отношение $q/U_{вх0}$ для различных значений C_x устанавливается для каждой установки опытным путем при *градуировке*.

Проводится градуировка на полностью собранной установке по схеме, показанной на рис. 10-5. На этой схеме *ГПИ* — генератор прямоугольных импульсов с малым временем нарастания и длиной, превышающей время практического затухания переходного процесса в высоковольтном контуре. Емкость $C_г$ выбирается такой, чтобы $C_г \gg C_э$, где $C_э = C_x + \frac{C_0 C_п}{C_0 + C_п}$. При соблюдении этого условия напряжение $U_г$ *ГПИ* практически полностью падает на $C_г$, и при каждом импульсе на ней возникает заряд $q_г = U_г C_г$. Поскольку емкость C_x соединена с $C_г$ последовательно (по отношению к *ГПИ*), то и на ней при работе генератора появляется «скачками» заряд $q_г$, что равносильно возникновению в C_x ЧР с кажущимся зарядом $q_г$. В высоковольтном контуре возникает переходный процесс и на входе измерительной части появляется соответствующий импульс. Измеряя его максимальное значение, емкость $C_г$ и напряжение $U_г$, устанавливают точное отношение $q/U_{вх\,0}$.

Рассмотренные выше схемы измерения характеристик ЧР используются при испытаниях изоляционных конструкций с малой

собственной индуктивностью или небольшой протяженностью (вводы, аппараты, короткие образцы кабелей и т. д.). Измерения характеристик ЧР в изоляции трансформаторов высокого напряжения или длинных кабелей основаны на тех же принципах, но имеют специфические особенности.

Появление ЧР в изоляции трансформатора вызывает в его обмотке переходный процесс. При этом возникающие на входе измерительной установки сигналы имеют сложную колебательную форму, причем их амплитуда и спектральный состав зависят от места, где происходит ЧР. Как показывают специальные измерения, амплитуда импульса от наиболее удаленных ЧР может затухать в 3—5 раз.

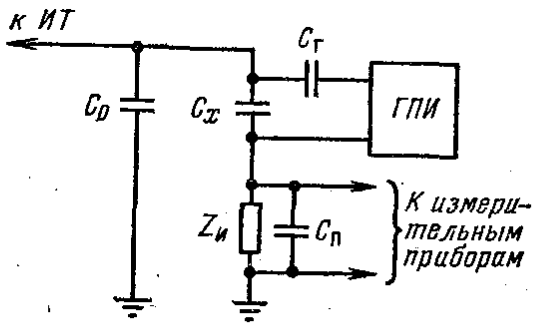


Рис. 10-5. Схема градуировки установки для измерения характеристик частичных разрядов в изоляции.

В длинных кабелях ЧР обусловливают появление волновых процессов с отражением импульсов напряжения от концов кабеля. В отсутствие специальных мер это приводит к тому, что от каждого ЧР на измерительную установку поступает несколько сдвинутых во времени импульсов напряжения.

Измерения характеристик ЧР проводятся главным образом в лабораториях высокого напряжения. В эксплуатационных условиях возможности для измерения характеристик ЧР крайне ограничены из-за очень высокого уровня помех от короны, создающей сигналы, трудноотличимые от импульсов, вызванных ЧР.

Общие требования к установкам для измерения характеристик ЧР и правила их градуировки регламентированы ГОСТ 20074-74.

10-4. ЯВЛЕНИЯ, ИСПОЛЬЗУЕМЫЕ ДЛЯ НЕРАЗРУШАЮЩИХ МЕТОДОВ КОНТРОЛЯ ИЗОЛЯЦИИ

Для контроля состояния изоляции могут быть использованы многие методы физического и химического анализа, однако в заводских лабораториях и в энергосистемах применяются главным образом *электрические* методы неразрушающих испытаний, которые базируются на двух основных явлениях, возникающих в диэлектриках под действием слабых электрических полей: *электропроводности и электрической поляризации*.

Электропроводность технических диэлектриков и изоляционных конструкций носит, как правило, примесный характер, т. е. обусловлена движением свободных ионов, образующихся при диссоциации примесей, или движением заряженных коллоидных частиц (в жидкостях). С ростом температуры подвижность заряженных частиц растет, поэтому увеличивается и электропроводность. Зависимость

удельной объемной электропроводности γ от температуры θ для большинства диэлектриков хорошо выражается формулой

$$\gamma = \gamma_0 e^{a(\theta - \theta_0)}, \qquad (10\text{-}12)$$

где θ_0 — температура, при которой $\gamma = \gamma_0$.

Чем больше в изоляции загрязняющих примесей, тем выше ее электропроводность и, как было показано в гл. 8, 9, тем ниже электрическая прочность. Поэтому проводимость или обратная ей величина — сопротивление утечки $R_у$ изоляции — могут служить косвенными показателями степени загрязненности и, следовательно, общего состояния изоляции.

Процесс поляризации в реальных диэлектриках сопровождается рассеянием энергии — диэлектрическими потерями, которые характеризуются величиной tg δ. При наличии сквозной проводимости и воздействии переменного напряжения с круговой частотой ω tg δ определяется выражением

$$\operatorname{tg}\delta = \frac{\gamma + \omega\varepsilon'}{\omega\varepsilon''}, \qquad (10\text{-}13)$$

где ε' и ε'' — соответственно мнимая и действительная части комплексной диэлектрической проницаемости.

Для многих технических диэлектриков при напряжении промышленной частоты $\omega\varepsilon' \ll \gamma$, поэтому приближенно можно принять:

$$\operatorname{tg}\delta \approx \gamma/\omega\varepsilon''. \qquad (10\text{-}14)$$

Тогда с учетом (10-12) зависимость tg δ от температуры θ можно упрощенно представить в виде

$$\operatorname{tg}\delta = \operatorname{tg}\delta_0 e^{a(\theta - \theta_0)}. \qquad (10\text{-}15)$$

Таким образом, tg δ, как и сопротивление утечки, может служить косвенным показателем состояния изоляции.

В комбинированной изоляции, состоящей из нескольких диэлектриков с разными характеристиками, наблюдается специфическое явление накопления на границах диэлектриков зарядов, именуемых зарядами *абсорбции*. Это явление связано с различием свойств отдельных слоев и называется *миграционной поляризацией*.

Рассмотрим это явление на простом примере двухслойной изоляции плоского конденсатора (рис. 10-6, *а*) вначале при постоянном напряжении.

Если принять, что источник напряжения U имеет бесконечную мощность, то в момент включения на электродах «мгновенно» появятся заряды и напряженности электрического поля в слоях будут определяться только диэлектрическими проницаемостями ε_1 и ε_2 и толщинами d_1 и d_2 слоев. Легко показать, что

$$E_{10} = \frac{U\varepsilon_2}{d_1\varepsilon_2 + d_2\varepsilon_1}; \quad E_{20} = \frac{U\varepsilon_1}{d_1\varepsilon_2 + d_2\varepsilon_1}.$$

Плотности токов утечки в слоях изоляции при $t = 0$ будут равны:

$$i_{10} = \frac{E_{10}}{\rho_{v1}} = \frac{U\varepsilon_2/\rho_{v1}}{d_1\varepsilon_2 + d_2\varepsilon_2} \quad \text{и} \quad i_{20} = \frac{E_{20}}{\rho_{v2}} = \frac{U\varepsilon_1/\rho_{v2}}{d_1\varepsilon_2 + d_2\varepsilon_1}, \qquad (10\text{-}16)$$

где ρ_{v1} и ρ_{v2} — удельные объемные сопротивления слоев изоляции.

В общем случае $i_{10} \neq i_{20}$, если только, как это видно из (10-16), имеет место условие

$$\frac{\varepsilon_1}{\rho_{v2}} \neq \frac{\varepsilon_2}{\rho_{v1}} \quad \text{или} \quad \varepsilon_1\rho_{v1} \neq \varepsilon_2\rho_{v2}, \qquad (10\text{-}17)$$

которое является *условием неоднородности* изоляции.

Пусть полярность напряжения такова, что верхний электрод, примыкающий к первому слою, положительный, $\varepsilon_2/\rho_{v1} > \varepsilon_1/\rho_{v2}$ и, следовательно, $i_{10} > i_{20}$. Тогда при $t = 0$ к границе слоев приходит

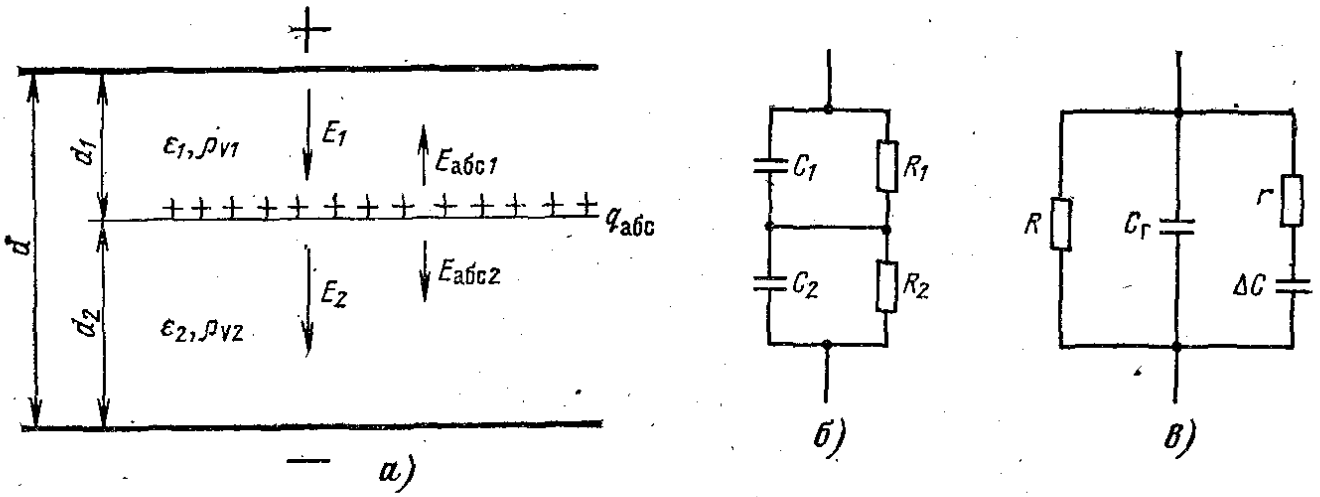


Рис. 10-6. Двухслойная изоляция плоского конденсатора и схемы ее замещения.

больше зарядов, чем от нее уходит, и на границе, разделяющей слои, начинает накапливаться заряд абсорбции. В нашем случае, т. е. при $\varepsilon_1\rho_{v1} < \varepsilon_2\rho_{v2}$ и указанной полярности напряжения, этот заряд будет положительным.

По мере накопления заряда абсорбции напряженности в слоях изоляции меняются: E_1 уменьшается, E_2 увеличивается. Соответственно изменяются и токи утечки в слоях, причем различие между i_1 и i_2 со временем уменьшается. Накопление заряда абсорбции завершается при $t \to \infty$, когда достигается равенство

$$i_{1\infty} = i_{2\infty} \quad \text{или} \quad E_{1\infty}/\rho_{v1} = E_{2\infty}/\rho_{v2}, \qquad (10\text{-}18)$$

означающее, что распределение напряженностей в изоляции определяется только удельными объемными сопротивлениями слоев. Изменение напряженностей E_1 и E_2, а также токов i_1 и i_2 во времени происходит по экспоненциальному закону (рис. 10-7).

Нетрудно показать, что полный заряд абсорбции в установившемся режиме равен:

$$q_{\text{абс}} = US\varepsilon_0 \frac{\varepsilon_1\rho_{v1} - \varepsilon_2\rho_{v2}}{d_1\rho_{v1} + d_2\rho_{v2}}, \qquad (10\text{-}19)$$

где S — площадь электродов и границы между слоями.

Из (10-19) следует, что $q_{абс} \neq 0$ только при соблюдении условия неоднородности изоляции (10-17).

Таким образом, заряд абсорбции и связанные с ним явления характеризуют *неоднородность* изоляции. В гл. 7 отмечалось, что изоляция установок высокого напряжения чаще всего выполняется из комбинации нескольких диэлектриков и потому даже в нормальном состоянии, как правило, неоднородна (структурная неоднородность). Однако при появлении некоторых дефектов или в процессе старения, когда отдельные диэлектрики по-разному изменяют свои характеристики, степень неоднородности может увеличиваться. Поэтому величины, связанные с явлением миграционной поляризации, могут служить показателями состояния изоляции и использоваться для целей контроля.

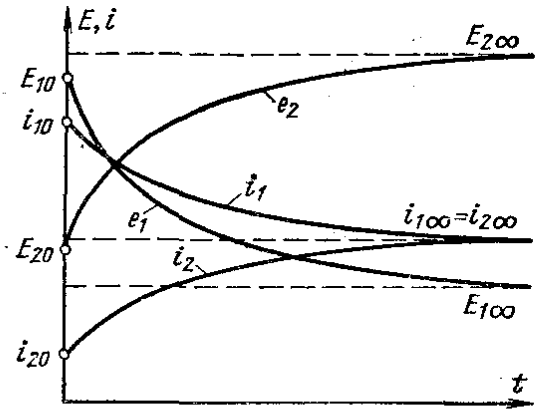


Рис. 10-7. Изменение во времени напряженностей и токов утечки в двухслойной изоляции ($\varepsilon_1 \rho_{v1} < \varepsilon_2 \rho_{v2}$).

Процесс накопления заряда абсорбции и его внешние проявления удобно анализировать с помощью схемы замещения изоляции по слоям, показанной на рис. 10-6, *б*, на которой

$$\left.\begin{aligned} R_1 &= \rho_{v1} d_1/S; \\ R_2 &= \rho_{v2} d_2/S; \\ C_1 &= \varepsilon_0 \varepsilon_1 S/d_1; \\ C_2 &= \varepsilon_0 \varepsilon_2 S/d_2. \end{aligned}\right\} \qquad (10\text{-}20)$$

На этой схеме заряд абсорбции — это заряд в узле *1*, изображающем границу между слоями изоляции, при установившемся режиме. Он равен разности зарядов на электродах емкостей C_1 и C_2, присоединенных к узлу *1*, т. е.

$$q_{абс} = q_{1\infty} - q_{2\infty} = U_{1\infty} C_1 - U_{2\infty} C_2 = U \frac{R_1 C_1 - R_2 C_2}{R_1 + R_2}, \qquad (10\text{-}21)$$

где $q_{1\infty}$; $q_{2\infty}$ и $U_{1\infty}$; $U_{2\infty}$ — заряды и напряжения на емкостях C_1 и C_2 при $t \to \infty$.

Если подставить в (10-21) выражения (10-20) для емкостей и сопротивлений слоев, то получим (10-19). Таким образом, условие (10-17) может быть представлено в виде

$$R_1 C_1 \neq R_2 C_2. \qquad (10\text{-}22)$$

При включении неоднородной изоляции на постоянное напряжение возникает переходный процесс. Для схемы замещения рис. 10-7, *а* ток во внешней цепи (без учета кратковременного импульса тока заряда C_1 и C_2) будет определяться выражением

$$i(t) = I_\infty + I_{a0} e^{-t/T}, \qquad (10\text{-}23)$$

где $I_\infty = U/(R_1 + R_2)$ — установившийся или сквозной ток утечки; $I_{a0} = U \dfrac{(R_1 C_1 - R_2 C_2)^2}{R_1 R_2 (R_1 + R_2)(C_1 + C_2)^2}$; $T = \dfrac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}(C_1 + C_2)$.

Изменение во времени тока в цепи неоднородной изоляции показано на рис. 10-8. Экспоненциальную свободную составляющую этого тока $i_a(t) = I_{a0}e^{-t/T}$ называют *током абсорбции*.

В ряде случаев удобнее оказывается схема замещения рис. 10-6, *в*, в которой

$$\left.\begin{aligned} C_г &= \frac{C_1C_2}{C_1+C_2};\quad R_у = R_1+R_2;\\ \Delta C &= \frac{(R_1C_1-R_2C_2)^2}{(R_1+R_2)^2(C_1+C_2)};\\ r &= \frac{R_1R_2(R_1+R_2)(C_1+C_2)^2}{(R_1C_1-R_2C_2)^2}. \end{aligned}\right\} \qquad (10\text{-}24)$$

Эта схема полностью эквивалентна схеме замещения по слоям и получена чисто формальным путем. Тем не менее входящие в нее элементы имеют определенный физический смысл: $C_г$ — *геометрическая емкость* или емкость неоднородной изоляции при бесконечно

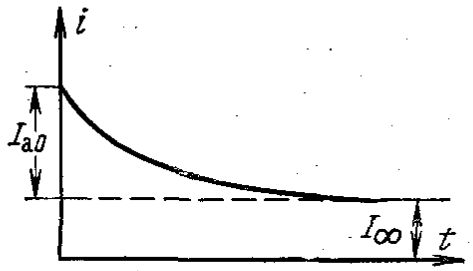


Рис. 10-8. Изменение во времени тока в цепи неоднородной изоляции.

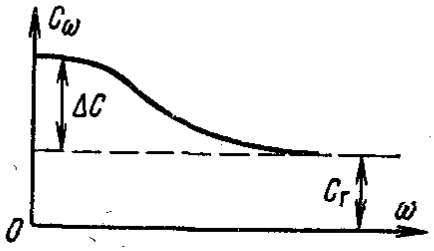


Рис. 10-9. Зависимость от частоты ω емкости неоднородной изоляции.

высокой частоте; $R_у$ — сопротивление утечки изоляции в установившемся режиме; ветвь с ΔC и r — отражение накопления заряда абсорбции в неоднородной изоляции. Из (10-24) видно, что в случае однородной изоляции, т. е. при $R_1C_1 = R_2C_2$, $\Delta C = 0$ и $r \to \infty$.

Миграционная поляризация проявляется и при переменном напряжении. С помощью схем замещения нетрудно показать, что tg δ и емкость неоднородной изоляции зависят от частоты ω. Зависимость $C = f(\omega)$ показана на рис. 10-9. Она выражается формулой

$$C_\omega = C_г + \Delta C/(1+\omega^2T^2), \qquad (10\text{-}25)$$

где $T = r\Delta C = \dfrac{R_1R_2(C_1+C_2)}{R_1+R_2}$ — постоянная времени.

Величина ΔC, входящая в (10-25), зависит от степени неоднородности изоляции. Поэтому изменения в изоляции приводят к изменению зависимости $C_\omega = f(\omega)$. Это обстоятельство также используется для контроля изоляции.

В реальных конструкциях оборудования высокого напряжения изоляция может иметь несколько слоев и участки с непрерывно изменяющимися характеристиками, например, при неравномерном увлажнении. При этом заряды абсорбции накапливаются *на всех*

границах слоев, если $\varepsilon_i \rho_{vi} \neq \varepsilon_{i+1} \rho_{vi+1}$, и *в объеме*, если величина $\varepsilon \rho_v$ изменяется непрерывно.

Особенность всех методов контроля изоляции, использующих явления электропроводности и электрической поляризации, состоит в том, что результаты измерений зависят от температуры изоляции. Это обстоятельство осложняет контроль: вынуждает измерять температуру и делать поправки к результатам измерений, вносит некоторую неопределенность, когда температура изоляции в разных точках неодинакова.

10-5. КОНТРОЛЬ ИЗОЛЯЦИИ ПО tg δ

Контроль изоляции по tg δ является одним из наиболее распространенных. Как показывает опыт, по значению tg δ можно установить наличие в изоляции различных по характеру дефектов. Однако дефекты одного и того же типа, но разных размеров неодинаково влияют на результаты измерения tg δ изоляции и поэтому обнаруживаются с различной чувствительностью. Объясняется это тем, что измеряемый tg δ изоляции, состоящей из нескольких различных материалов, представляет собой средневзвешенную величину. Например, для простейшей модели изоляции в виде плоского конденсатора с дефектным участком (рис. 10-10) выражение для измеряемого $\operatorname{tg}\delta_{изм}$ будет:

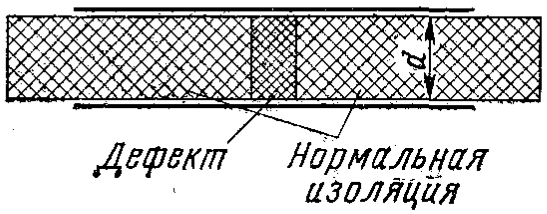


Рис. 10-10. Изоляция с дефектным участком.

$$\operatorname{tg}\delta_{изм} = \frac{\varepsilon_н V_н \operatorname{tg}\delta_н + \varepsilon_д V_д \operatorname{tg}\delta_д}{\varepsilon_н V_н + \varepsilon_д V_д},$$

где $\operatorname{tg}\delta_н$ и $\operatorname{tg}\delta_д$ — значения тангенса угла потерь для нормальной и дефектной изоляции; $V_н$ и $V_д$ — объемы соответственно участков с нормальной и дефектной изоляцией.

Во многих случаях с появлением дефекта диэлектрическая проницаемость изоляции изменяется мало и можно считать $\varepsilon_д \approx \varepsilon_н$. Тогда

$$\operatorname{tg}\delta_{изм} = \operatorname{tg}\delta_н \left[1 + \frac{V_д}{V}\left(\frac{\operatorname{tg}\delta_д}{\operatorname{tg}\delta_н} - 1\right)\right], \qquad (10\text{-}26)$$

где V — полный объем изоляции.

Из (10-26) следует, что при малых размерах дефектного участка измеряемый $\operatorname{tg}\delta_{изм}$ может незначительно отличаться от $\operatorname{tg}\delta_н$ и дефект останется незамеченным. Например, появление в изоляции дефекта с $V_д = 0{,}005V$ и $\operatorname{tg}\delta_д = 10 \operatorname{tg}\delta_н$ вызовет увеличение измеряемого значения tg δ против нормального всего на 5%, что сравнимо с точностью измерений в эксплуатационных условиях и с возможными случайными разбросами значений $\operatorname{tg}\delta_н$ для нормальной изоляции. Таким образом, измерения tg δ изоляции позволяют наиболее надежно выявлять распределенные дефекты.

При испытаниях некоторых видов оборудования tg δ изоляции *измеряют при нескольких напряжениях* в интервале, примерно $0{,}5—1{,}5U_{раб}$, и строят зависимость $\operatorname{tg}\delta = f(U)$, по которой иногда можно судить не только о наличии, но и о характере дефектов в изоляции (рис. 10-11).

У изоляции нормального качества значение tg δ при напряжениях до $1{,}5U_{раб}$ в большинстве случаев остается практически неизменным (кривая *1* на рис. 10-11).

В случае изоляции с газовыми включениями после возникновения ЧР tg δ с ростом напряжения увеличивается вследствие рассеяния в разрядах дополнительной энергии (кривая *2* на рис. 10-11). Такая зависимость $\operatorname{tg}\delta = f(U)$ получила название «кривой ионизации» *. По ней можно ориентировочно определить напряжение $U_{ч.р}$ появления ЧР как напряжение, при котором начинается рост

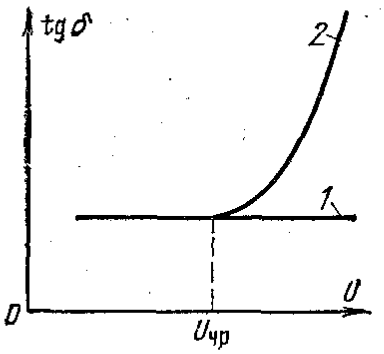


Рис. 10-11. Зависимости tg δ изоляции от напряжения.

1 — изоляция нормального качества; *2* — изоляция с газовыми включениями.

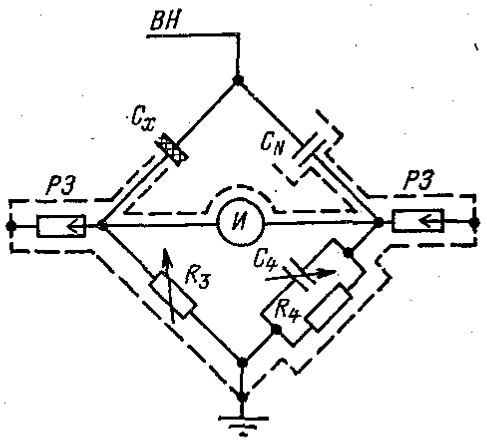


Рис. 10-12. Нормальная схема моста Шеринга для измерения емкости и tg δ изоляции.

tg δ. Следует, однако, иметь в виду, что такая оценка напряжения $U_{ч.р}$ может оказаться завышенной (иногда в 1,5—2,0 раза), так как при напряжениях, едва превышающих действительное значение $U_{ч.р}$, энергия, рассеиваемая в ЧР, еще мала и изменение величины tg δ не выходит за пределы точности измерения.

При профилактических испытаниях качество изоляции оценивают только по абсолютной величине tg δ, которую измеряют при напряжении не выше 10 кВ независимо от номинального напряжения оборудования. Измерения при более высоких напряжениях в условиях эксплуатации не проводятся, так как для этого требуется громоздкое оборудование.

Мосты для измерения tg δ изоляции. Величину tg δ изоляции измеряют с помощью моста Шеринга, принципиальная схема которого показана на рис. 10-12. На этой схеме C_x — испытуемая изоляция; C_N — эталонный конденсатор с очень малыми диэлектрическими потерями (газовая изоляция); *И* — инди-

* Ранее вместо термина «частичные разряды» использовались термины «ионизация» или «ионизационные процессы» в изоляции.

катор равновесия моста; РЗ — защитные разрядники, предохраняющие измерительные плечи моста в случае пробоя испытуемой изоляции. Для уменьшения ошибок измерения вследствие наводок от внешних полей мост экранируется.

Как известно, равновесие моста достигается при условии

$$Z_x/Z_3 = Z_N/Z_4 \quad \text{или} \quad Z_xZ_4 = Z_NZ_3, \tag{10-27}$$

где Z_x, Z_N, Z_3 и Z_4 — полные сопротивления плеч моста. Испытуемая изоляция с диэлектрическими потерями может быть замещена с помощью последовательного или параллельного соединения емкости C_x изоляции и сопротивления R_x, в котором происходит рассеяние энергии. Пусть, например, принята последовательная схема замещения изоляции. Тогда $Z_x = R_x + \frac{1}{j\omega C_x}$ и условие (10-27) с учетом действительного сопротивления каждого плеча запишется в виде

$$\left(R_x + \frac{1}{j\omega C_x}\right)\frac{R_4\frac{1}{j\omega C_4}}{R_4 + \frac{1}{j\omega C_4}} = R_3\frac{1}{j\omega C_N}. \tag{10-28}$$

Приравнивая действительные и мнимые части равенства (10-28), получаем два условия равновесия моста (по амплитуде и по фазе):

$$C_x = C_NR_4/R_3; \quad R_x = R_3C_4/C_N. \tag{10-29}$$

Поскольку tg δ изоляции при последовательной схеме замещения равен ωC_xR_x, то $\operatorname{tg}\delta = \omega C_xR_x = \omega C_4R_4$.

Обычно сопротивление R_4 в мостах для напряжения с частотой 50 Гц берется равным $R_4 = 10^4/\pi = 3184$ Ом. Тогда $\operatorname{tg}\delta = 10^6\,C_4$, т. е. значение tg δ численно равно емкости C_4, мкФ.

В условиях эксплуатации часто один из электродов испытуемой изоляционной конструкции «наглухо» заземлен и нормальная схема моста по рис. 10-12 не может быть использована. В таких случаях измерения tg δ проводят по так называемой «перевернутой» схеме (рис. 10-13), которая отличается от основной тем, что высокое напряжение подается в точку соединения сопротивлений R_3 и R_4, а заземляется точка соединения C_x и C_N.

В «перевернутой» схеме оба измерительных плеча и индикатор *И* оказываются под высоким потенциалом. Чтобы обеспечить безопасные условия работы с мостом, ручки от регулируемых элементов моста (R_3, C_4, индикатора *И*) выполняются изолированными на напряжение, вдвое превышающее номинальное для моста.

Для контроля качества изоляции по tg δ в энергосистемах используются компактные переносные мосты типов МД-16 и Р-595, которые позволяют проводить измерения при напряжениях до 10 кВ по «нормальной» и «перевернутой» схемам. В качестве источника высокого напряжения обычно применяют измерительный трансформатор напряжения НОМ-10.

Особенности измерения tg δ изоляции в условиях эксплуатации. Для устранения ошибок от влияния внешних полей на измерительный мост его элементы, как уже отмечалось, экранируются. Однако сам объект испытания, представляющий собой конструкцию больших размеров, в условиях эксплуатации поместить в экран невозможно. Поэтому при наличии емкостной связи объекта с другими источниками напряжения результаты измерения могут оказаться ошибочными.

Схема влияния на измерительный мост через емкость между испытуемой изоляционной конструкцией и расположенным рядом посторонним источником напряжения условно показана на рис. 10-14. Если посторонних источников несколько, то э. д. с. влияния $\dot{E}_{вл}$ и емкость $C_{вл}$ на схеме замещения (рис. 10-14) следует рассматривать как эквивалентные.

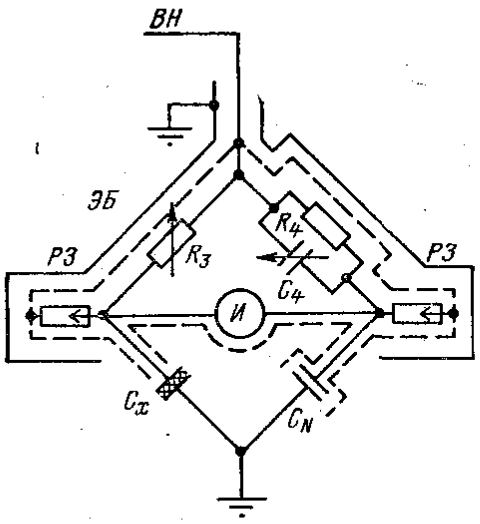


Рис. 10-13. «Перевернутая» схема моста Шеринга для измерения емкости и tg δ изоляции.

ЭБ — заземленный экран безопасности.

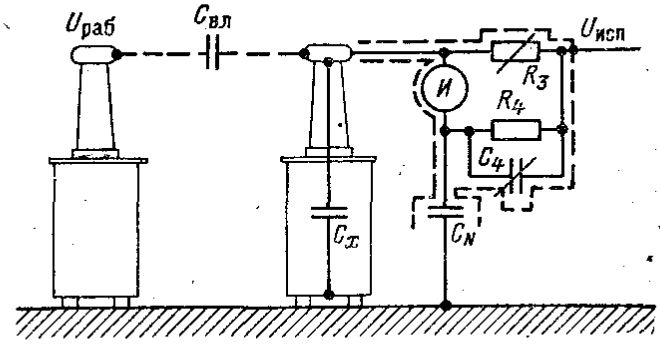


Рис. 10-14. Влияние на измерительный мост оборудования, работающего под напряжением.

Ток влияния $\dot{I}_{вл}$ вследствие того, что $R_3 \ll \frac{1}{\omega C_x}$, практически полностью замыкается через сопротивление R_3 и источник питания моста. Поэтому при равновесии моста ток в сопротивлении R_3 будет равен $\dot{I}_x + \dot{I}_{вл}$, а не I_x. В результате этого вместо действительного значения tg $\delta_{действ}$ изоляции будет измерена величина tg $\delta_{изм}$, определяющая положение вектора $\dot{I}_x + \dot{I}_{вл}$ относительно испытательного напряжения $\dot{U}_{исп}$ (рис. 10-15), т. е. измерения будут выполнены с ошибкой.

Из векторной диаграммы рис. 10-15 следует, что при некоторых величине и фазе тока $\dot{I}_{вл}$ измеренное значение tg $\delta_{изм}$ может оказаться даже отрицательным. Такой результат без учета ошибки измерения не имеет физического смысла, ибо формально соответствует не потерям, а генерированию энергии в изоляции. Чтобы сбалансировать мост в условиях, соответствующих диаграмме на рис. 10-15, *б*, емкость C_4 переключают в плечо с сопротивлением R_3. При этом результаты измерения дополнительно искажаются, ибо после переключения емкости C_4 равновесие моста достигается при условии

$\operatorname{tg}\delta = \omega R_3 C_4$, а отсчет величины $\operatorname{tg}\delta$ проводится по положению ручек емкости C_4, отградуированных для случая $\operatorname{tg} = \omega C_4 R_4$.

Чтобы уменьшить ошибку, обусловленную внешними влияниями, проводят два измерения с изменением фазы испытательного напряжения на 180°, а величину $\operatorname{tg}\delta$ определяют как средневзвешенное двух измерений, т. е.

$$\operatorname{tg}\delta = \frac{C_{x1}\operatorname{tg}\delta_1 + C_{x2}\operatorname{tg}\delta_2}{C_{x1} + C_{x2}},$$

где C_{x1} и C_{x2} — емкости изоляции по результатам соответственно первого и второго измерения.

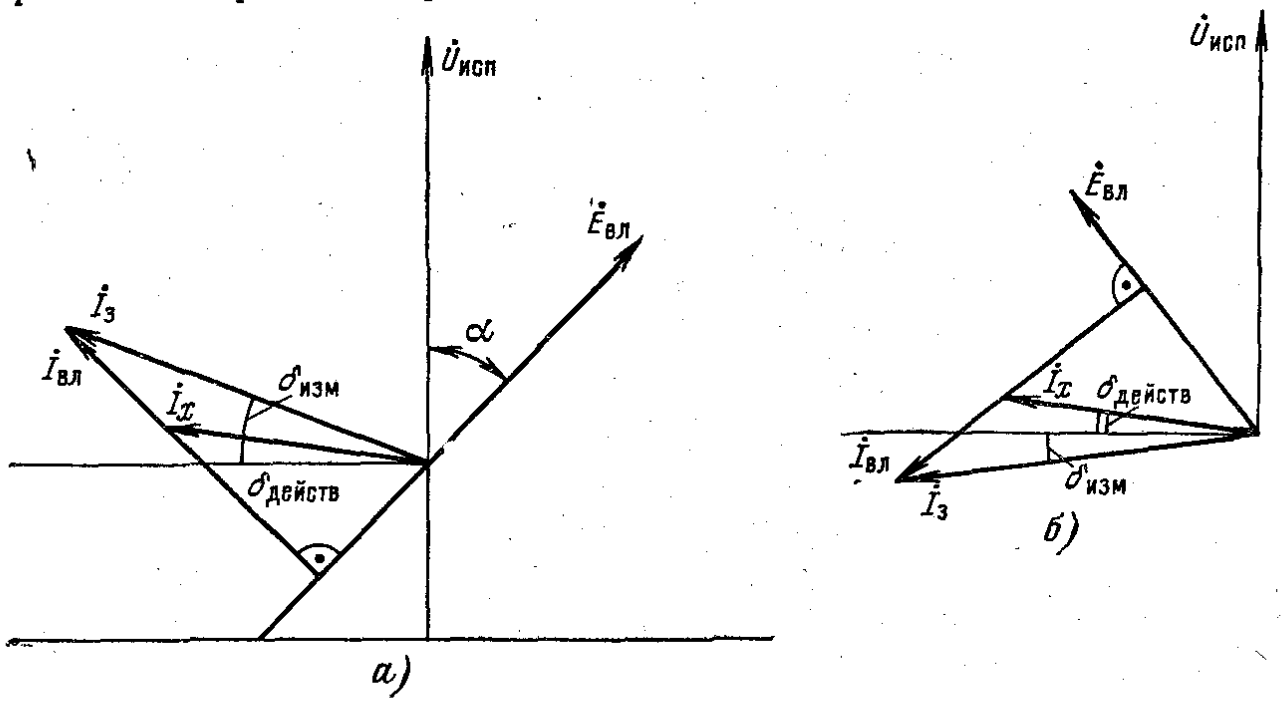


Рис. 10-15. Векторные диаграммы напряжений и токов при наличии внешнего влияния.
а — $\operatorname{tg}\delta_{изм} > \operatorname{tg}\delta_{действ}$; *б* — $\operatorname{tg}\delta_{изм} < 0$.

Измерения с изменением фазы испытательного напряжения на 180° дают ошибки с разными знаками, которые при усреднении результатов измерений отчасти компенсируются.

Устранить ошибки, обусловленные внешними влияниями, можно также подбором такой фазы испытательного напряжения, при которой $\dot{I}_x$ и $\dot{I}_{вл}$ совпадают по фазе или сдвинуты на 180°. Такие ошибки не имеют места, если измерения величины $\operatorname{tg}\delta$ проводятся на частоте, отличающейся от частоты влияющего напряжения.

10-6. МЕТОДЫ КОНТРОЛЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЯВЛЕНИЯ АБСОРБЦИИ

Контроль изоляции по «возвратному» напряжению. Опыт, в котором наблюдается «возвратное» напряжение, состоит в следующем. Неоднородная изоляция, которую для простоты будем считать двухслойной, в течение некоторого времени выдерживается при постоянном напряжении, чтобы в ней накопился заряд абсорбции. Затем она отсоединяется от источника напряже-

ния, и ее электроды замыкаются «накоротко» на очень малый промежуток времени Δt ($\Delta t \ll \varepsilon_0\varepsilon_1\rho_{v1}$ и $\Delta t \ll \varepsilon_0\varepsilon_2\rho_{v2}$), после чего вновь размыкаются.

За время Δt геометрическая емкость $C_г$ изоляции полностью разряжается, а заряд абсорбции на границе слоев и связанные с ним заряды обратного знака на электродах (на схеме рис. 10-7, *б* — заряд на ΔC) остаются практически неизменными. В период Δt емкости слоев C_1 и C_2 включены параллельно и заряжаются от заряда абсорбции до напряжения $U_0 = \frac{q_{абс}}{C_1 + C_2}$. При этом их электроды, соединенные с узлом *1* на рис. 10-6, *а*, приобретают заряд того же знака, что и заряд абсорбции. После размыкания внешних электродов изоляции емкости C_1 и C_2 вновь оказываются соединенными последовательно и при этом заряженными до одинакового напряжения U_0, но разной полярности. В примере, который рассматривался в § 10-4, напряжения на слоях будут: $U_{10} = -U_0$ и $U_{20} = +U_0$. Поэтому в момент размыкания электродов (примем его за $t = 0$) напряжение на изоляции как сумма напряжений на слоях равно нулю. Далее, однако, емкости C_1 и C_2 будут разряжаться на сопротивления утечки своих слоев R_1 и R_2 с разной скоростью, так как постоянные времени R_1C_1 и R_2C_2 неодинаковы. В итоге на изоляции появится напряжение

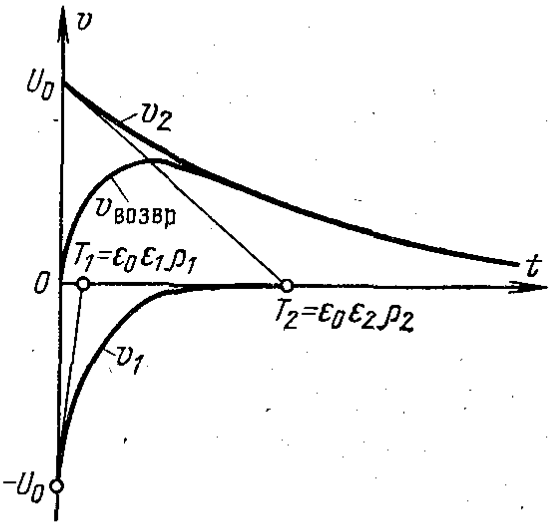


Рис. 10-16. Изменение во времени «возвратного» напряжения и напряжений на слоях изоляции.

$$u_{возвр} = \frac{q_{абс}}{C_1 + C_2}\left(e^{-t/R_2C_2} - e^{-t/R_1C_1}\right),$$

которое получило название *«возвратного» напряжения* (рис. 10-16).

Напряжение $u_{возвр} \neq 0$ для любой неоднородной изоляции. Причем чем больше степень неоднородности, тем выше $u_{возвр}$ и тем сильнее различаются скорости подъема и спада «возвратного» напряжения.

Таким образом, по форме и величине «возвратного» напряжения можно судить о состоянии изоляции. Например, неравномерное увлажнение многослойной изоляции обнаруживается по увеличению «возвратного» напряжения. Однако не всегда ухудшение качества изоляции сопровождается ростом напряжения $u_{возвр}$. В частности, при *сквозном* и равномерном увлажнении неоднородность изоляции может уменьшиться и «возвратное» напряжение снизится. Поэтому контроль по «возвратному» напряжению недостаточен и должен сочетаться с другими методами.

Возможность появления «возвратного» напряжения обязательно должна учитываться при выборе мер безопасного проведения испы-

таний изоляции повышенным напряжением. После окончания испытаний необходимо разрядить не только геометрическую емкость, но и нейтрализовать заряд абсорбции, для чего надо замкнуть электроды на продолжительное время (минуты).

Контроль изоляции по «кривой саморазряда». После отключения источника постоянного напряжения U_0 емкости слоев изоляции разряжаются на сопротивления утечки своих слоев и происходит постепенный саморазряд изоляции. При этом напряжение на многослойной неоднородной изоляции как сумма напряжений на отдельных слоях изменяется в соответствии с выражением

$$u_{\text{с. р}} = \frac{U_0}{R} \sum_{1}^{n} R_i e^{-t/R_i C_i},$$

где R_i и C_i — сопротивление утечки и емкость i-го слоя; R — сопротивление утечки всей изоляции; n — число слоев изоляции.

В случае идеально однородной изоляции, т. е. при $n = 1$, «кривая саморазряда» есть просто экспонента $u_{\text{с. р}} = U_0 e^{-t/RC}$. Если ее построить в полулогарифмическом масштабе, т. е. представить в виде $\ln u_{\text{с. р}} = f(t)$, то она будет иметь вид прямой, у которой тангенс угла наклона равен $1/RC$. Для неоднородной изоляции «кривая саморазряда» в том же масштабе, как сумма экспонент, уже не будет прямой. Чем больше она отклоняется от прямой линии, тем сильнее неоднородность изоляции (рис. 10-17).

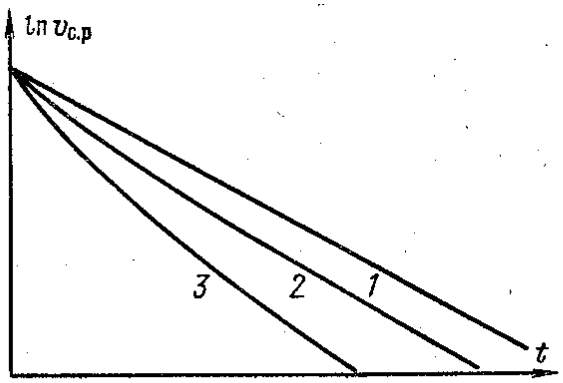


Рис. 10-17. Кривые «саморазряда» изоляции.

1 — идеально однородная изоляция; *2*, *3* — неоднородная изоляция.

Контроль изоляции по току утечки. Измерения тока в цепи испытуемой изоляции при включении ее на постоянное напряжение позволяют выявлять как частичное, так и сквозное увлажнение изоляции. В первом случае увеличивается неоднородность изоляции и, как следует из (10-23), растет ток абсорбции; во втором — возрастает сквозной ток утечки.

Существуют методы, использующие многослойную модель изоляции, с помощью которых по кривой тока абсорбции можно оценить сопротивление утечки и степень увлажнения разных участков изоляции. Они требуют, однако, сложной обработки опытных данных и используются только в исследовательских целях.

Контроль изоляции по сопротивлению утечки. Измерения сопротивлений и токов утечки, очевидно, равнозначны, так как эти величины связаны простым соотношением $R(t) = U/i(t)$. Однако техника измерения сопротивления утечки проще: измерения выполняются с помощью простых переносных приборов — мегомметров.

Упрощенная схема мегомметра показана на рис. 10-18. Источником постоянного напряжения в нем служит генератор с ручным или моторным приводом, а измерительным прибором — логометр, имеющий две расположенные под углом рамки. Угол отклонения стрелки логометра пропорционален отношению токов i_x/i_1, поэтому определяется лишь сопротивлением утечки проверяемой изоляции и не зависит от абсолютного значения напряжения генератора. При измерениях важное значение имеет лишь стабильность этого напряжения. Если напряжение сильно колеблется (неравномерное вращение рукоятки генератора), то через мегомметр протекает значительный емкостный ток, стрелка колеблется и это затрудняет или даже делает невозможными измерения.

Из (10-23) и схемы замещения рис. 10-7, *б* следует, что при включении испытуемой изоляции на постоянное напряжение сопротивление утечки изменяется во времени:

$$R(t) = \frac{U}{i(t)} = \frac{Rr}{r + Re^{-t/T}},$$

где $R = R_1 + R_2$;

$$r = \frac{R_1 R_2 (R_1 + R_2)(C_1 + C_2)^2}{(R_1 C_1 - R_2 C_2)^2};$$

$$T = \frac{R_1 R_2 (C_1 + C_2)}{R_1 + R_2}.$$

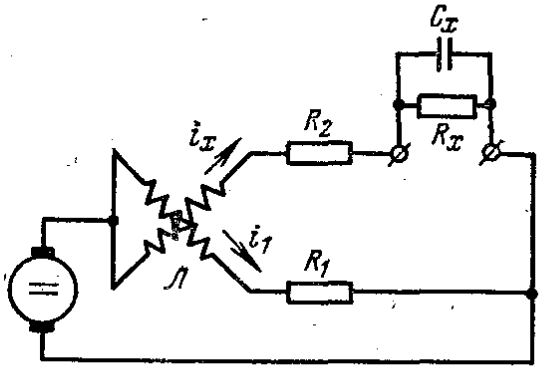


Рис. 10-18. Упрощенная схема мегомметра для измерения сопротивления утечки изоляции.

Л — логометр; R_1 и R_2 — добавочные резисторы; R_x и C_x — сопротивление утечки и емкость испытуемой изоляции.

В качестве примера на рис. 10-19 показаны зависимости, которые построены по этим формулам для случая, когда изоляция состоит из «сухого» и «увлажненного» слоев и $\varepsilon_{сух} = \varepsilon_{вл}$, а отношение $\rho_{v\,сух}/\rho_{v\,вл} = 10^2$. Кривые построены для разных значений толщины «увлажненного» слоя.

При испытаниях изоляции зависимость $R(t)$ от времени полностью не определяют, а оценивают ее характер по двум точкам, а именно по сопротивлениям, измеренным через 15 и 60 с после включения мегомметра. О качестве изоляции судят как по абсолютному значению сопротивления R_{60}, так и по отношению $k_{абс} = R_{60}/R_{15}$, которое называют *коэффициентом абсорбции*.

По кривым рис. 10-19 не следует делать вывод, что у изоляции высокого качества коэффициент $k_{абс}$ обязательно должен быть близким к единице. Дело в том, что эти кривые относятся к весьма простой модели изоляции, в которой не учтена структурная неоднородность, обусловленная применением разных материалов и сохраняющаяся даже при идеальной сушке. Поэтому для многих видов реальной изоляции $k_{абс}$ по мере уменьшения в ней влаги стремится не к единице, а к некоторому предельному значению, равному примерно 2,0—2,5. Высокая однородность и низкие значения коэффициента $k_{абс}$ в такой изоляции могут иметь место только при сильном

увлажнении, когда и абсолютные значения R_{60} оказываются низкими.

По сопротивлению (или току) утечки можно судить о наличии в изоляции не только распределенных, но и сосредоточенных дефектов. Например, механические повреждения в виде неполных проколов или поперечных трещин, а также следы от незавершенных разрядов часто приводят к сильному снижению сопротивления изоляции.

Недостатком контроля изоляции по сопротивлению утечки является то, что в ряде случаев на результаты измерения сильное влияние могут оказывать утечки *по поверхности* твердых диэлектриков, которые не всегда правильно отражают состояние изоляции.

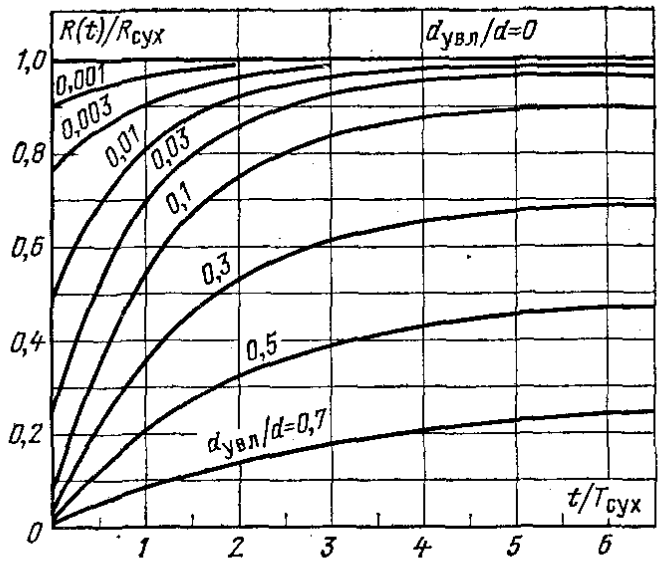


Рис. 10-19. Изменение сопротивления утечки $R(t)$ во времени при разной толщине $d_{увл}/d$ увлажненного слоя изоляции ($\varepsilon_{сух} = \varepsilon_{увл}$; $\rho_{v\ сух}/\rho_{v\ увл} = 10^2$).

Контроль изоляции по емкостным характеристикам. Существует несколько методов проверки качества изоляции по емкостным характеристикам, причем все они прямо или косвенно используют зависимость емкости неоднородной изоляции от частоты.

Косвенно зависимость $C_\omega = f(\omega)$ используется в *емкостно-температурном* методе, при котором качество изоляции оценивается по изменению емкости при нагреве. При значительном увлажнении сопротивление утечки сильно снижается по мере роста температуры, так как при этом увеличивается не только подвижность ионов, но также растет растворимость и степень диссоциации примесей во влаге. В соответствии с изменением сопротивления уменьшается и постоянная времени изоляции T и, как следует из (10-25), эквивалентная емкость изоляции увеличивается. Для изоляции нормального качества емкость растет в меньшей степени. Опытным путем установлено, что если при повышении температуры на 50° С емкость увеличивается не более чем на 10%, то изоляцию можно считать нормальной, в противном случае — недопустимо увлажненной. Емкость в этом методе измеряют обычными мостами Шеринга.

Непосредственно по зависимости $C_\omega = f(\omega)$ качество изоляции оценивается методами *«емкость — частота»* и *«емкость — время»*. В обоих случаях определяются не вся зависимость $C_\omega = f(\omega)$, а лишь две ее характерные точки, позволяющие судить о степени неоднородности изоляции и тем самым о ее увлажнении.

В методе «емкость — частота» емкость изоляции измеряется на частотах 2 и 50 Гц и определяется отношение C_2/C_{50}, которое и слу-

жит показателем качества изоляции. Для измерений используется прибор, принципиальная схема которого в упрощенном виде показана на рис. 10-20. Переключатель $П$ периодически подключает испытуемую изоляцию к источнику постоянного напряжения, и C_x заряжается, а затем — к цепи с гальванометром $Г$, и C_x разряжается. Среднее количество заряда, переносимого таким способом в цепь гальванометра в единицу времени, или измеряемый гальванометром средний ток равен $I = fC_{\omega}U$. Измерения проводятся при частотах переключения 2 и 50 Гц, поэтому $\frac{C_2}{C_{50}} = \frac{I_2}{I_{50}}\frac{50}{2}$.

В методе «емкость — время» измеряются емкости $C_г$ (геометрическая) и ΔC и подсчитывается отношение $\Delta C/C_г$, которое является критерием качества изоляции. Принципиальная схема прибора для измерения емкостей $C_г$ и ΔC показана на рис. 10-21.

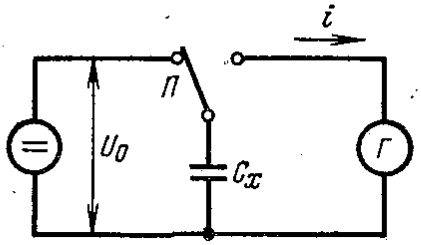


Рис. 10-20. Схема измерения емкости изоляции при частотах 2 и 50 Гц.

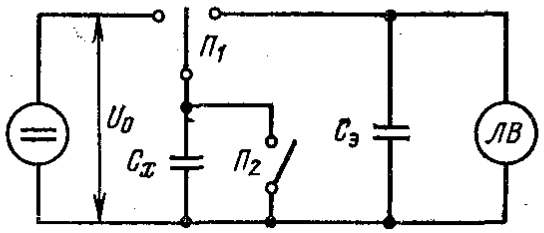


Рис. 10-21. Схема измерения емкостей изоляции $C_г$ и ΔC по методу «емкость — время».

Испытуемая изоляция заряжается около 1 мин от источника стабилизированного напряжения U_0. Затем, если измеряется геометрическая емкость $C_г$, переключатель $П_1$ на короткое время (5—10 мкс) подключает C_x к эталонному конденсатору $C_э$. За это время на $C_э$ успевает передать заряд только $C_г$. Емкость конденсатора $C_э$ выбирается такой, чтобы $C_э \gg C_г$, поэтому напряжение на нем оказывается практически пропорциональным $C_г$, т. е. $U_э = U_0 \frac{C_г}{C_г + C_э} \approx \frac{U}{C_э} C_г$, так как $C_э \gg C_г$. Это напряжение на $C_э$ измеряется с помощью лампового вольтметра $ЛВ$ с большим входным сопротивлением.

Для измерения емкости ΔC испытуемая изоляция повторно заряжается. После этого она отключается от источника напряжения и на время 5—10 мкс замыкается ключом $П_2$ «накоротко», чтобы разрядить только $C_г$. Затем C_x переключателем $П_1$ соединяется с эталонным конденсатором на время около 1 с, и последний заряжается теперь от ΔC. Напряжение на $C_э$ получается пропорциональным ΔC.

По емкостным характеристикам наиболее эффективно выявляется увлажнение маслонаполненной изоляции. Поэтому переносные компактные приборы, построенные по рассмотренным выше схемам, получили название ПКВ — приборов контроля влажности. Они используются для определения степени увлажнения изоляции силовых трансформаторов.

Опытным путем установлено, что отношение C_2/C_{50} для нормальной изоляции трансформаторов близко к единице, а $\Delta C/C_г$ не превышает 0,1. Для увлажненной изоляции, требующей сушки, $\Delta C/C_г > 0{,}1$, а $C_2/C_{50} > 1{,}2—1{,}3$.

ГЛАВА ОДИННАДЦАТАЯ

ИЗОЛЯЦИОННЫЕ КОНСТРУКЦИИ ОБОРУДОВАНИЯ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

11-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

В оборудовании энергосистем изоляция выполняет не только роль диэлектрического барьера между проводниками, работающими при разных потенциалах. В силовых конденсаторах, например, изоляция является той средой, в которой накапливается энергия. В кабелях и других линиях в окружающей проводники изоляции распространяется энергия электромагнитного поля, поэтому от параметров изоляции зависят волновые свойства линий. В коммутационных аппаратах с помощью изоляционных конструкций осуществляется передача механического движения от привода к подвижным контактам, а отдельные диэлектрики играют роль дугогасящей среды. Во всех случаях изоляционные конструкции служат для механического крепления проводников, через них отводится тепло от токоведущих частей, а иногда и от магнитопроводов.

Конструкция изоляции оборудования высокого напряжения определяется многими факторами: выполняемыми ею функциями, устройством и технологией изготовления отдельных деталей и узлов оборудования, режимами и условиями работы, определяющими требования к электрической и механической прочности, нагревостойкости, срокам службы и т. д., а также стоимостью и технологическими свойствами изоляционных материалов.

Требования к кратковременной электрической прочности изоляционных конструкций в виде величин испытательных напряжений устанавливают путем анализа возможных перенапряжений (§ 11-2). Необходимая длительная электрическая прочность определяется по существу наибольшим рабочим напряжением и требуемым сроком службы оборудования. Чтобы обеспечить длительную электрическую прочность изоляции, на основании специальных исследований и опыта эксплуатации устанавливают допустимые значения мощности ЧР и других параметров, косвенно характеризующих способность изоляции длительно выдерживать воздействие рабочего напряжения (§ 10-4—10-6).

При определении требований к механической прочности изоляционных конструкций отдельно учитывают статические нагрузки (массу поддерживаемых деталей, давление газов или жидкостей, заполняющих внутренний объем, и т. д.), ударные нагрузки от электродинамических усилий при прохождении токов к. з., от

движения контактов или от повышения давления при гашении дуги, а также длительную вибрацию.

К числу тепловых воздействий, влияющих на выбор конструкции и материалов изоляции, относятся длительные нагревы в номинальных режимах работы, кратковременные эпизодические повышения температуры, обусловленные большими тепловыделениями при прохождении токов внешних к. з., а также циклические нагревы и остывания, если оборудование может работать с периодически меняющейся нагрузкой. Большое значение при этом имеет состав окружающей среды, т. е. наличие в воздухе влаги и химически активных примесей.

В ряде случаев приходится учитывать специфические воздействия на изоляцию, например, для оборудования, работающего в тропических условиях, — повышенную солнечную радиацию и деятельность некоторых микроорганизмов.

11-2. ИСПЫТАТЕЛЬНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ

Изоляция электрических установок в условиях эксплуатации подвергается воздействию рабочего напряжения, внутренних и грозовых перенапряжений. Способность изоляции выдерживать перенапряжения проверяется путем испытания ее электрической прочности соответственно напряжением промышленной частоты (50 Гц) и импульсным напряжением. Значения испытательных напряжений и длительности их приложения к изоляции трансформаторов, аппаратов и изоляторов нормируются ГОСТ 1516-73.

Учитывая различную зависимость электрической прочности изоляции от атмосферных условий, а также влияние других факторов, испытательные напряжения нормируются отдельно для внутренней и для внешней изоляции.

Импульсные испытательные напряжения установлены для координации электрической прочности изоляции электрооборудования с воздействующими на нее грозовыми перенапряжениями, ограниченными защитными разрядниками. Испытания проводятся стандартными импульсами 1,2/50 мкс (полными импульсами), а также импульсами, срезанными при предразрядном времени 2—3 мкс (срезанными импульсами).

При определении требований к изоляции за основу берется расчетное значение грозовых перенапряжений $U_{\text{расч}}$. Для полных импульсов расчетная величина перенапряжений $U_{\text{расч}}$, кВ, связана с остающимся напряжением $U_{\text{ост}}$ вентильных разрядников 3—220 кВ соотношением

$$U_{\text{расч. п}} = 1{,}1U_{\text{ост}} + 15,$$

где $U_{\text{ост}}$ — напряжение, кВ, соответствующее току координации.

Увеличение расчетного напряжения полного импульса по сравнению с остающимся напряжением разрядника учитывает возможность повышения напряжения на электрооборудовании, удаленном

от разрядника, за счет колебаний в цепи разрядник — соединительная проводка — оборудование.

На подстанциях напряжением 330 кВ и выше удаление разрядников от аппаратов и измерительных трансформаторов значительно больше, чем от силовых трансформаторов, поэтому расчетное перенапряжение полного импульса на зажимах силовых трансформаторов принимается равным $1{,}1U_{ост}$, а на зажимах аппаратов — равным $1{,}2U_{ост}$.

Для осуществления координации изоляции электрооборудования с характеристиками вентильных разрядников при малых временах воздействия установлено расчетное перенапряжение срезанного импульса $U_{расч.\,ср}$. Для электрооборудования 3—15 кВ оно принято на 20% выше, а для электрооборудования на все другие классы напряжения на 25% выше, чем для полного импульса:

$$U_{расч.\,ср} = (1{,}2 - 1{,}25)\,U_{расч.\,п}.$$

При определении импульсного испытательного напряжения для *внутренней изоляции* учитывается возможность накопления скрытых дефектов в изоляции при многократном воздействии грозовых перенапряжений, т. е. так называемый кумулятивный эффект. Для этого расчетное значение грозового перенапряжения увеличивается на 10%. Таким образом, испытательное напряжение внутренней изоляции электрооборудования оказывается равным $1{,}1U_{расч}$.

При испытании трансформаторов без возбуждения импульсное испытательное напряжение повышается на $0{,}5U_{ном}$.

При определении импульсного испытательного напряжения для *внешней изоляции* принимается во внимание, что стандартное оборудование может работать на высоте до 1000 м над уровнем моря и при температуре окружающего воздуха до 35° С. Каждые 3° С увеличения температуры сверх нормальной, за которую принимается 20°, дают снижение электрической прочности на 1%. При 35° С прочность оказывается на 5% меньше. Увеличение высоты также приводит к снижению прочности внешней изоляции из-за падения давления воздуха. Каждые 100 м высоты дают снижение прочности примерно на 1%. С учетом возможных изменений атмосферных условий в указанных пределах импульсное испытательное напряжение внешней изоляции определяется как $U_{расч}/0{,}84$.

Импульсные испытательные напряжения электрооборудования, установленные ГОСТ 1516-73, приведены в табл. 11-1. Испытательные напряжения внешней изоляции, указанные в табл. 11-1, так же, как и в последующих таблицах, приведены к нормальным атмосферным условиям. При отклонении условий испытания от нормальных необходимо внести поправки в значения испытательных напряжений.

Испытательные напряжения промышленной частоты установлены с целью координации электрической прочности изоляции электрооборудования с воздействующими на нее внутренними перенапряжениями.

Таблица 11-1

Импульсные испытательные напряжения электрооборудования с нормальной изоляцией, кВ

Действующее напряжение		Максимальное значение импульса испытательного напряжения для изоляции						
		внутренней				внешней		
класс	наибольшее рабочее	аппаратов и трансформаторов тока	силовых трансформаторов	шунтирующих реакторов	трансформаторов напряжения	аппаратов, трансформаторов напряжения и тока, реакторов	силовых трансформаторов	изоляторов, испытываемых отдельно
3	3,6	42/50	44/50			42/50		44/52
6	7,2	57/70	60/70			57/70		60/73
10	12	75/90	80/90			75/90		80/100
15	17,5	100/120	108/120			100/120		105/125
20	24	120/150	130/150			120/150		125/158
35	40,5	180/225	200/225			185/230		195/240
110	126	425/550	480/550			460/570		480/600
150	172	585/760	550 (660)/600 (760)		660/760	635/785	500 (630)/625 (785)	660/825
220	252	835/1090	750 (950)/835 (1090)		950/1090	900/1130	690 (900)/860 (1130)	950/1190
330	363	1100/1300	1050/1150	1200/1300		1150/1350	1000/1250	1200/1400
500	525	1500/1800	1550/1650	1675/1800		1600/1950	1450/1800	1600/1950
750	787	2100/2600	2175/2300	2300/250		2100/2600	1900/2350	2100/2600

Примечания: 1. Величины импульсных испытательных напряжений указаны для нормальных атмосферных условий: в числителе — полным импульсом, в знаменателе — срезанным импульсом.

2. Испытательные напряжения для классов 3—500 кВ указаны в соответствии с ГОСТ 1516-73, для класса 750 кВ — по данным ВЭИ.

3. Для классов напряжения 150 и 220 кВ меньшее (без скобок) из двух указанных значений испытательных напряжений относится к силовым трансформаторам и шунтирующим реакторам при ограничении внутренних перенапряжений разрядниками группы II по ГОСТ 16357-70.

При определении испытательных напряжений в этом случае за основу берется расчетное значение внутренних перенапряжений $U_{\text{расч. вн}}$ в установках данного класса напряжения:

$$U_{\text{расч. вн}} = K_{\text{доп}} U_{\text{раб. макс}},$$

где $K_{\text{доп}}$ — допустимая кратность внутренних перенапряжений (см. гл. 19); $U_{\text{раб. макс}}$ — максимальное рабочее напряжение электрооборудования.

Испытание внутренней изоляции электрооборудования производится путем приложения к ней испытательного напряжения в течение 1 мин.

При определении испытательного напряжения внутренней изоляции $U_{\text{исп}}$ учитывается коэффициент импульса $K_{\text{имп}}$ при воздействии внутренних перенапряжений, т. е. повышение электрической прочности изоляции при кратковременных воздействиях, а также коэффициент $k_{\text{кум}}$, учитывающий кумулятивный эффект и старение изоляции в процессе эксплуатации:

$$U_{\text{исп}} = U_{\text{расч. вн}} k_{\text{кум}} / k_{\text{имп}}.$$

Коэффициент импульса на основании экспериментальных данных берется равным 1,3 для электрооборудования 3—35 кВ и равным 1,35 для электрооборудования других классов напряжения. Коэффициент кумулятивности берется равным 1,1—1,15.

Испытания *внешней изоляции* электрооборудования производятся как в сухом состоянии, так и под дождем стандартных параметров (см. гл. 5).

Испытательные напряжения для внешней изоляции под дождем определяются по формуле

$$U_{\text{исп. д}} = U_{\text{расч. вн}} / k_{\text{имп}} k_{\text{д}},$$

где $k_{\text{имп}}$ — коэффициент импульса, принимается равным 1,1; $k_{\text{д}}$ — коэффициент, учитывающий возможные изменения атмосферного давления (для высот до 1000 м он равен 0,94).

При определении испытательного напряжения в сухих условиях учитывается только возможность снижения электрической прочности из-за изменения атмосферных условий, и испытательные напряжения определяются как

$$U_{\text{исп. с}} = U_{\text{расч. вн}} / 0{,}84.$$

Испытательное напряжение внешней изоляции в сухом состоянии является основной характеристикой оборудования, предназначенного для установки в закрытых помещениях.

Испытательные напряжения промышленной частоты (50 Гц), установленные ГОСТ 1516-73, приведены в табл. 11-2 и 11-3.

Следует заметить, что при определении испытательных напряжений, как импульсных, так и промышленной частоты, для промежутков между контактами одного и того же полюса аппарата, находящегося в разомкнутом положении, принимают во внимание воз-

Таблица 11-2

Испытательные действующие напряжения промышленной частоты (50 Гц) для электрооборудования с нормальной изоляцией, кВ

Класс	Наибольшее рабочее	Испытательное						
		одноминутное				внешней изоляции (при плавном подъеме)		
						в сухом состоянии		под дождем
		силовых трансформаторов и реакторов	трансформаторов напряжения	аппаратов и трансформаторов тока	изоляторов, испытываемых отдельно	аппаратов, трансформаторов и реакторов	изоляторов, испытываемых отдельно	для аппаратов, трансформаторов и изоляторов наружной установки
3	3,6	18	24	24	25	26	27	20
6	7,2	25	32	32	32	34	36	26
10	12	35	42	42	42	45	47	34
15	17,5	45	55	55	57	60	63	45
20	24	55	65	65	68	70	75	55
35	40,5	85	95	95	100	105	110	85
110	126	200	200	250	265	280	295	215
150	172	230 (275)	275	320	340	320 (355)	375	290
220	252	325 (400)	400	470	490	465 (520)	550	425

Примечания: 1. Испытательные напряжения указаны для нормальных атмосферных условий в соответствии с ГОСТ 1516-73.

2. Меньшее (без скобок) из двух указанных значений испытательных напряжений относится к силовым трансформаторам и шунтирующим реакторам при ограничении внутренних перенапряжений разрядниками группы II по ГОСТ 16357-70.

Таблица 11-3

Испытательные действующие напряжения промышленной частоты (50 Гц) для электрооборудования классов изоляции 330—750 кВ, кВ

Класс	Наибольшее рабочее	Испытательное одноминутное				Внешней изоляции (при плавном подъеме)			
		силовых трансформаторов, трансформаторов напряжения и реакторов		аппаратов и трансформаторов тока	изоляторов, испытываемых отдельно	в сухом состоянии			под дождем
						аппаратов, трансформаторов и реакторов		изоляторов, испытываемых отдельно	аппаратов, трансформаторов, реакторов (на корпус) и изоляторов
		на корпус	между фазами			на корпус	между фазами		
330	3631	460	575	600	630	670	875	700	550
500	525	680	830	800	800	900	1250	900	740
750	787	900	—	950	950	1050	1700	1050	900

Примечание. Испытательные напряжения указаны при нормальных атмосферных условиях: для классов 330 и 500 кВ в соответствии с ГОСТ 1516-73, для класса 750 кВ по данным ВЭИ.

можность возникновения перенапряжения на одном из контактов при наличии на другом контакте рабочего напряжения обратной полярности.

Междуфазная изоляция, как и изоляция относительно земли, подлежит в общем случае испытанию. Импульс грозового перенапряжения, набегающий по одной фазе, наводит на двух других фазах напряжение того же знака, что уменьшает разность потенциалов между фазами. Вместе с тем следует считаться с влиянием рабочего напряжения, знак которого может быть противоположен знаку наведенного импульсного напряжения. Опыт показывает, что наведенное импульсное и рабочее напряжения в значительной мере компенсируются, поэтому в качестве расчетного междуфазного грозового перенапряжения принимается то же значение, что и для изоляции относительно земли.

Для междуфазной изоляции электрооборудования 3—220 кВ определяющими являются импульсные испытательные напряжения, поэтому расчетные внутренние перенапряжения для нее не были установлены. В настоящее время для электрооборудования высших классов напряжения в качестве расчетной величины внутренних перенапряжений для междуфазной изоляции принято $3{,}5U_{\text{раб. макс}}$.

Следует заметить, что не все электроустановки связаны с воздушными сетями и подвергаются воздействию грозовых перенапряжений. Некоторые из них — обычно с номинальным напряжением 3—15 кВ (например, подстанции, работающие на кабельную сеть) полностью ограждены от воздействия грозовых перенапряжений. Требования к изоляции электрооборудования таких установок определяются целиком внутренними перенапряжениями. Электрооборудование в этих случаях может иметь *облегченную изоляцию*, и для него нормируются только испытательные напряжения промышленной частоты (табл. 11-4). Междуфазная изоляция такого оборудования должна быть не менее прочной, чем изоляция относительно земли.

Таблица 11-4

Испытательные действующие напряжения промышленной частоты (50 Гц) для электрооборудования с облегченной изоляцией, кВ

Класс	Наибольшее рабочее	Одноминутное			Внешней изоляции (при плавном подъеме)	
		силовых трансформаторов	аппаратов, реакторов, трансформаторов тока и напряжения	изоляторов, испытываемых отдельно	трансформаторов, реакторов, аппаратов и изоляторов	
					в сухом состоянии	под дождем
3	3,6	10	13	14	15	10
6	7,2	16	21	21	23	18
10	12	24	32	32	35	28
15	17,5	37	48	48	53	42

Примечание. Испытательные напряжения указаны для нормальных атмосферных условий в соответствии с ГОСТ 1516-73.

В заключение отметим, что в проекте нового ГОСТ, определяющего требования к электрической прочности изоляции, предусматриваются испытания электрооборудования 330 и 500 кВ коммутационными импульсами напряжения. Для внутренней изоляции силовых трансформаторов и шунтирующих реакторов классов напряжения 150—500 кВ предусматриваются испытания длительно приложенным напряжением промышленной частоты с измерением интенсивности частичных разрядов. Для электрооборудования, в изоляции которого возможен тепловой пробой (например, при основной изоляции из органических волокнистых материалов), предполагается ввести испытания на стойкость изоляции в отношении теплового пробоя.

Выбор испытательных напряжений изоляции кабелей и вращающихся машин имеет свои особенности и описывается соответственно в § 11-5 и 11-7.

11-3. ВВОДЫ

Общие сведения. Проходные изоляторы (вводы) используются в местах, где токоведущие части проходят через стены или перекрытия зданий, через ограждения электроустановок или вводятся внутрь металлических корпусов оборудования. Проходными изоляторами обычно называются фарфоровые изоляторы на напряжения до 35 кВ с относительно простой внутренней изоляцией (гл. 5). *Вводами* называются проходные изоляторы на напряжения 35 кВ и выше с более сложной внутренней изоляцией. Вводы применяются в качестве проходных изоляторов трансформаторов, выключателей и других аппаратов.

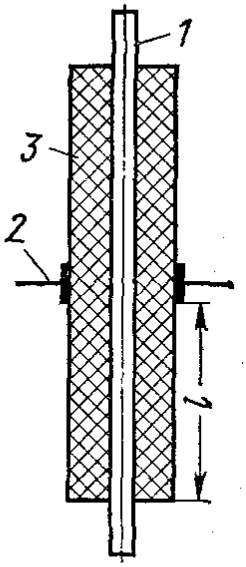


Рис. 11-1. Устройство простейшего проходного изолятора (ввода).

Устройство ввода показано на рис. 11-1. Он состоит, как и всякий проходной изолятор, из токоведущего стержня *1*, фланца *2* и изоляционного тела *3*. Его основными характеристиками являются номинальное напряжение, рабочий ток и во многих случаях допустимая механическая нагрузка на токоведущий стержень.

Ввод представляет собой конструкцию с внешней и внутренней изоляцией. К внешней изоляции относятся промежутки в атмосферном воздухе вдоль поверхности изоляционного тела, к внутренней — участки в самом изоляционном теле, а также промежутки вдоль поверхности изоляционного тела, находящиеся внутри корпуса, если последний заполнен газообразным или жидким диэлектриком. Конструкция внутренней изоляции ввода оказывает большое влияние и на характеристики его внешней изоляции. Например, от числа и размеров дополнительных электродов, располагаемых в изоляционном теле для регулирования электричес-

кого поля (см. § 7-2), зависит характер изменения напряженности вдоль поверхности изолятора и, следовательно, разрядные напряжения его внешней изоляции.

Изоляционное тело служит одновременно и креплением токоведущего стержня. Оно воспринимает все механические усилия, которые действуют на стержень. С увеличением номинального напряжения и размеров изоляционного тела резко возрастают механические нагрузки от собственной массы изолятора. Наиболее опасными для вводов являются механические нагрузки, изгибающие его изоляционное тело. Поэтому для крупных изоляторов, имеющих большую массу, ограничивают угол отклонения от вертикали в рабочем положении.

Нагрев ввода обусловливает потери в токоведущем стержне от рабочих токов, а также диэлектрические потери в изоляционном теле. Кроме того, нагрев может происходить и за счет тепловыделений, имеющих место внутри корпуса оборудования. Например, в трансформаторах, реакторах и силовых конденсаторах вводы соприкасаются с нагретым маслом, заполняющим внутренний объем баков. С увеличением рабочего напряжения и радиальных размеров изолятора отвод тепла от токоведущего стержня и из толщи изоляции значительно затрудняется. Поэтому становятся более жесткими и требования в отношении диэлектрических потерь во внутренней изоляции.

Конструкция вводов. Для аппаратов на напряжение 35 кВ используются обычно *бумажно-бакелитовые* вводы. Они изготовляются путем намотки на токоведущий стержень изоляционного тела из бумаги, смазанной бакелитовой смолой. При намотке через определенные числа витков в тело закладываются дополнительные электроды из металлической фольги для регулирования электрического поля в радиальном и осевом направлениях. Во время намотки бумажный цилиндр обжимается горячими вальцами (температура около 160° С), вследствие чего смола плавится и склеивает слои. Одновременно устраняется бóльшая часть воздушных включений между слоями бумаги. Затем изоляция проходит термическую обработку, во время которой смола полимеризуется. После этого у изоляционного тела обтачиваются концы, на него накладывается бандаж под фланец и лакируется поверхность для повышения влагостойкости.

Недостатком бумажно-бакелитовых изоляторов является малая влагостойкость, обусловленная их слоистым строением, и низкая трекингостойкость. Поэтому такие изоляторы, предназначенные для наружной установки, помещают в фарфоровые покрышки, а пространство между покрышкой и бумажно-бакелитовым изоляционным телом заливают специальной мастикой. Конструкция такого изолятора показана на рис. 11-2.

Для промышленных установок на напряжения 110 кВ и выше бумажно-бакелитовые изоляторы непригодны из-за относительно невысокой длительной электрической прочности, которая ограни-

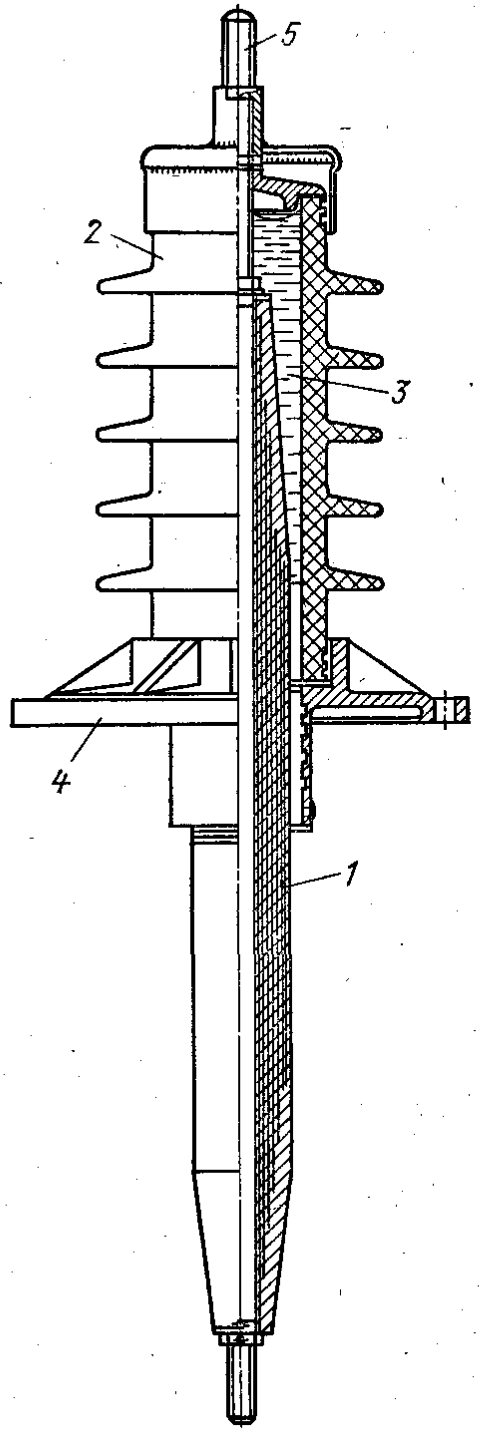


Рис. 11-2. Ввод наружной установки на напряжение 35 кВ для масляного выключателя.

1 — бакелито-бумажное тело изолятора; *2* — фарфоровая покрышка; *3* — мастика; *4* — фланец; *5* — токоведущий стержень.

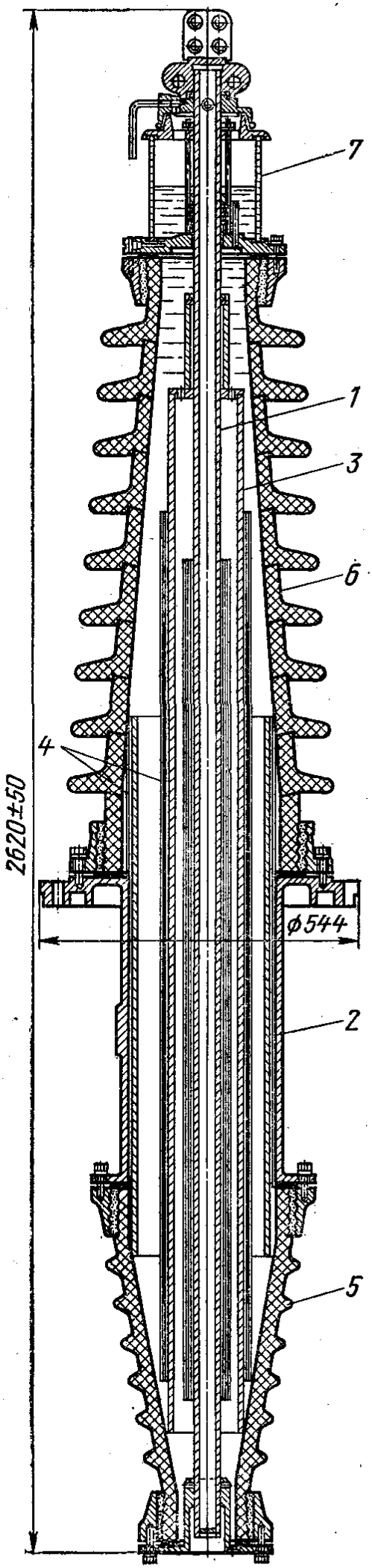


Рис. 11-3. Маслобарьерный ввод на напряжение 110 кВ.

1 — токоведущий стержень; *2* — фланец; *3* — барьер из картона; *4* — дополнительные электроды; *5* — нижняя фарфоровая покрышка; *6* — верхняя фарфоровая покрышка; *7* — маслорасширитель.

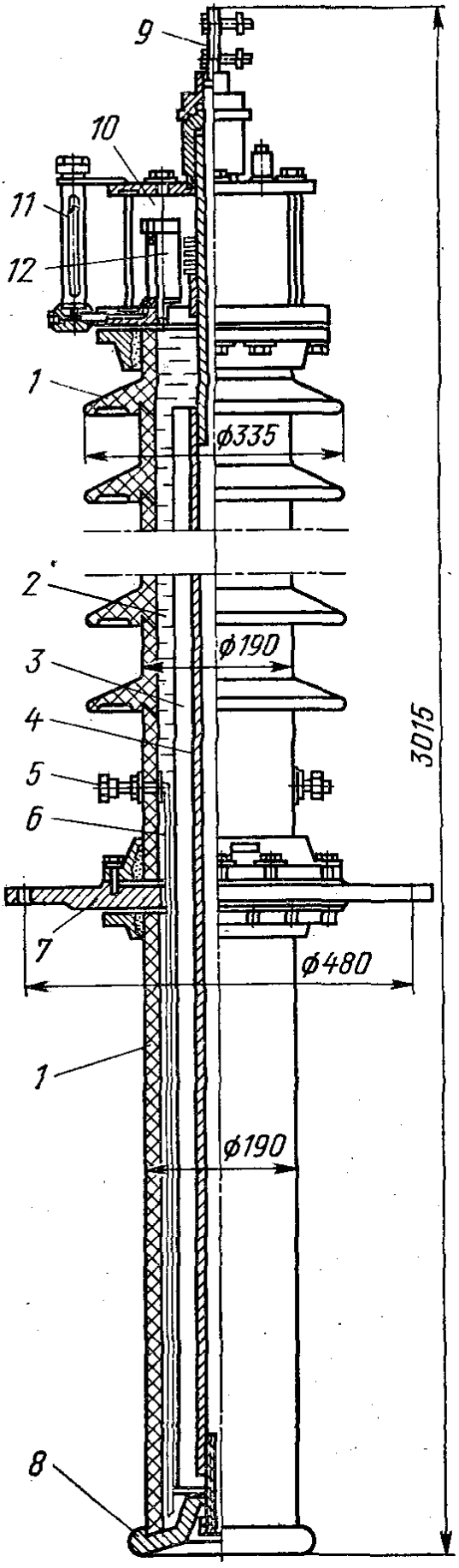


Рис. 11-4. Бумажно-масляный ввод на напряжение 150 кВ.

1 — фарфоровая покрышка; *2* — масло; *3* — сердечник; *4* — токоведущая трубка; *5* — маслоотборное устройство; *6* — изоляционная трубка; *7* — фланец; *8* — шайба упорная; *9* — зажим; *10* — маслорасширитель; *11* — маслоуказатель; *12* — влагопоглотитель.

чивается неизбежным присутствием в бумажно-бакелитовом теле изолятора газовых включений.

Вводы на напряжения 110 кВ и выше выполняются только заполненными маслом, т. е. с *маслобарьерной* или *бумажно-масляной* внутренней изоляцией.

В качестве примера на рис. 11-3 показан маслобарьерный ввод на напряжение 110 кВ. Основой внутренней изоляции в нем является масляный промежуток с цилиндрическими барьерами из картона. Для регулирования электрического поля на барьерах расположены дополнительные электроды из фольги.

Разрядные напряжения по поверхности маслобарьерного изолятора определяются главным образом размерами фарфоровых покрышек: их длиной, числом и размерами ребер. Кроме того, на разрядные напряжения по сухой поверхности сильное влияние оказывают размеры дополнительного электрода, ближайшего к фланцу и соединенного с ним. Выступая за края фланца, этот электрод экранирует их, т. е. уменьшает напряженность на поверхности фарфоровой покрышки около фланца. Наибольший эффект получается, когда дополнительные электроды экранируют 8—10% разрядной длины покрышки.

Средние разрядные напряженности по поверхности маслобарьерных изоляторов имеют примерно следующие значения:

По сухой поверхности действующее значение при 50 Гц . . . . . 3,3—4,3 кВ/см

Под дождем действующее значение при 50 Гц	2,3—2,6 кВ/см
Импульсные минимальные	5,6—7,0 кВ/см
Импульсные при 2,0 мкс	9,4—11,0 кВ/см

Основные достоинства маслобарьерных проходных изоляторов: простота конструкции и хорошее охлаждение. Кроме того, их можно ремонтировать (сменить масло, высушить). Однако из-за относительно невысокой кратковременной электрической прочности маслобарьерной изоляции они имеют большие радиальные размеры.

Для аппаратов и трансформаторов на напряжения 110 кВ и выше в последние годы преимущественное применение получили вводы с бумажно-масляной изоляцией. Конструкция такого ввода на напряжение 150 кВ показана на рис. 11-4. Основной внутренней изоляцией в нем является пропитанный маслом бумажный остов, намотанный на токоведущий стержень. В бумажном остове располагаются дополнительные электроды, регулирующие электрическое поле.

Благодаря высокой кратковременной и длительной электрической прочности бумажно-масляной изоляции вводы указанного типа имеют наименьшие радиальные размеры. Основной их недостаток — резкое ухудшение характеристик при увлажнении. В связи с этим к их конструкции предъявляются повышенные требования в отношении герметичности; маслорасширители непременно снабжаются специальными осушителями воздуха.

Испытания вводов. На заводах-изготовителях вводы испытываются высоким напряжением и, кроме того, у них измеряются tg δ. При профилактических испытаниях основным методом контроля является измерение tg δ. Состояние изоляции определяется также при анализе проб масла, отбираемых из маслонаполненных вводов.

11-4. ИЗОЛЯЦИЯ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Классификация и особенности изоляции трансформаторов. В силовых трансформаторах изоляция состоит из ряда различных по конструкции элементов, работающих в неодинаковых условиях и имеющих разные характеристики. Воздушные промежутки между вводами и по их поверхностям на землю составляют внешнюю изоляцию, а все изоляционные участки, расположенные внутри бака, — внутреннюю изоляцию трансформатора. В свою очередь внутренняя изоляция подразделяется на *главную* и *продольную*. К первой относится изоляция обмоток относительно земли и между разными обмотками, например, участки обмотка — магнитопровод или бак; обмотка НН — обмотка ВН; отвод — стенка бака; между отводами разных обмоток. Продольная — это изоляция между разными точками одной и той же обмотки: между витками, слоями, катушками.

Требования к электрической прочности отдельных элементов изоляции определяются специфическими особенностями переходного процесса в трансформаторе при воздействии на него импульсных напряжений.

Переходные процессы в обмотках трансформаторов рассматриваются в § 13-6, из которого можно сделать следующие основные выводы:

1. При заземленной нейтрали трансформатора наибольшее импульсное напряжение на главной изоляции имеет место на расстоянии приблизительно $^1/_3$ длины обмотки от начала и может на 15—20% превышать воздействующее напряжение.

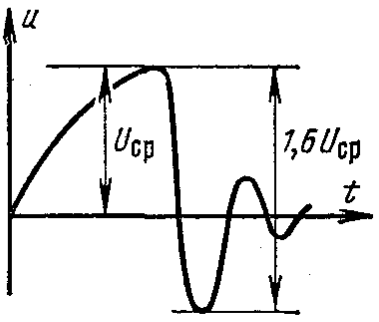


Рис. 11-5. Форма срезанного импульса на зажимах трансформатора.

2. При изолированной нейтрали наибольшее импульсное напряжение возникает на конце обмотки и может превышать воздействующее напряжение на 50—80%.

3. Если импульс имеет крутой фронт, то на продольной изоляции могут возникать напряжения, более чем в 10 раз превышающие напряжения нормального режима. При пологих импульсах, например при внутренних перенапряжениях, напряжения на продольной изоляции резко снижаются. Наибольшие напряжения на продольной изоляции возникают при срезах, т. е. при пробое какого-либо промежутка, расположенного поблизости от трансформатора. Из-за наличия индуктивности соединительных проводов напряжение на трансформаторе при срезе имеет колебательный характер, показанный на рис. 11-5, причем максимум напряжения в отрицательный полупериод может составить около 0,6 напряжения среза $U_{ср}$. Воздействие такого импульса на обмотку трансформатора приблизительно эквивалентно воздействию полного импульса, равного $1{,}6U_{ср}$.

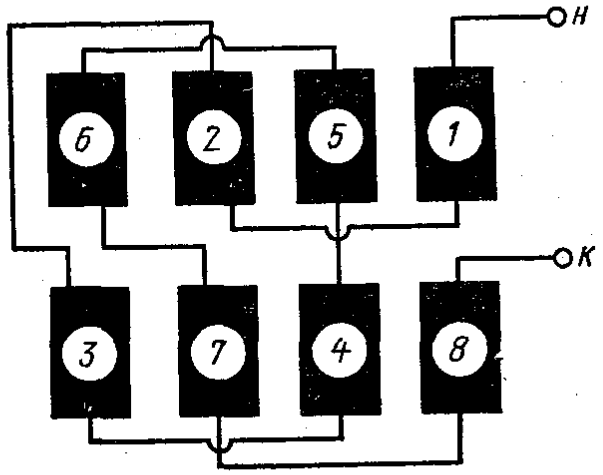


Рис. 11-6. Схема расположения витков в катушке трансформатора с переплетенной обмоткой.

В связи с этими особенностями поведения трансформатора при импульсных воздействиях необходимые габариты и конструкция продольной изоляции определяются грозовыми перенапряжениями. С целью снижения напряжения на продольной изоляции при импульсных воздействиях применяют емкостные экраны (например, показанный на рис. 11-8 экран в виде кольца снижает напряжение между витками первой катушки), а в последние годы — так называемые переплетенные обмотки, в которых витки соединяются друг с другом в определенной последовательности (рис. 11-6). При

этом соседние витки оказываются под существенно разными потенциалами, и снижение импульсных напряжений достигается ценой увеличения рабочего напряжения на продольной изоляции. Однако это позволяет все же несколько уменьшить габариты продольной изоляции.

Основные габариты главной изоляции трансформаторов до последнего времени также определялись грозовыми перенапряжениями. Однако сейчас ситуация существенно изменилась в связи с широким внедрением в электрических системах номинальных напряжений 330 кВ и выше, для которых основное значение приобретают внутренние перенапряжения. Если перенапряжения этого вида удастся эффективно ограничить, на первый план выступит длительная электрическая прочность, которая, видимо, уже в недалеком будущем станет определяющим фактором при выборе изоляционных расстояний в главной изоляции трансформаторов.

На конструкцию изоляции трансформаторов сильное влияние оказывает то обстоятельство, что в активных частях трансформатора, т. е. в меди обмоток и в магнитопроводе, при работе выделяется большое количество тепла. Это заставляет выполнять изоляцию так, чтобы можно было непрерывно охлаждать активные части.

Конструкция изоляции трансформаторов. В современных силовых трансформаторах в качестве главной используется преимущественно маслобарьерная изоляция, а на отдельных участках, например на отводах, применяется изолирование (гл. 7). Продольная изоляция выполняется бумажно-масляной либо с помощью изолирования и покрытия витков и катушек обмотки.

Маслобарьерная изоляция, как уже отмечалось ранее, обладает достаточно высокой кратковременной электрической прочностью и позволяет интенсивно охлаждать конструкцию за счет циркуляции масла. Для того чтобы барьеры были эффективными, они должны располагаться перпендикулярно силовым линиям электрического поля. В проходных изоляторах, где электрическое поле в основном радиальное, это без труда достигается путем применения цилиндрических барьеров. В трансформаторах электрическое поле имеет сложную конфигурацию, поэтому приходится применять комбинацию барьеров разной формы.

В трансформаторах в основном применяют три типа барьеров, показанных на рис. 11-7: цилиндрический барьер *1*, плоская шайба *2* и угловая шайба *3*. Количество барьеров зависит от номинального напряжения. Основные размеры главной изоляции трансформаторов приведены в табл. 11-5, а на рис. 11-8 в качестве примера показан эскиз изоляции трансформатора 110 кВ.

Из табл. 11-5 видно, что расстояние до ярма приблизительно в 2 раза больше, чем расстояние до сердечника трансформатора, несмотря на то, что к этим промежуткам приложены одинаковые напряжения. Это связано с неблагоприятной формой электрического поля на концах обмотки, где напряженность имеет наибольшее значение.

Таблица 11-5

Основные размеры главной изоляции силовых трансформаторов

Класс напряжения обмотки, кВ	Расстояние до сердечника *А*, мм	Расстояние до ярма *В*, мм	Число барьеров и их толщина, мм
3—6	8—10	20—25	1 × 2,5
10	10—12	25—30	1 × 3,0
35	27—30	70—80	1 × 5,0
110	57—67	110	2 × 6,0
150	95—110	180	3 × 6,0
220	130	260	4 × 6,0

Примечание. Размеры *В* для трансформаторов 110—220 кВ указаны для ввода напряжения в начало обмотки. При вводе напряжения в середину обмотки и сниженном уровне изоляции нейтрали размер *В* для трансформаторов 110 кВ может быть уменьшен до 70—80 мм, а для трансформаторов 220 кВ до 110 мм.

Поэтому при высоких номинальных напряжениях стремятся по возможности уменьшить напряжения на концах обмотки. Это удается осуществить путем ввода напряжения в середину обмотки

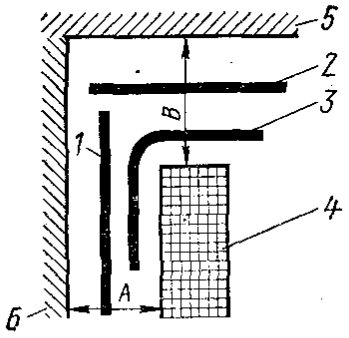


Рис. 11-7. Схема главной изоляции обмотки силового трансформатора.

1 — цилиндрический барьер; *2* — плоская шайба; *3* — угловая шайба; *4* — обмотка ВН; *5* — ярмо магнитопровода; *6* — стержень магнитопровода; *А* и *В* — главные изоляционные расстояния.

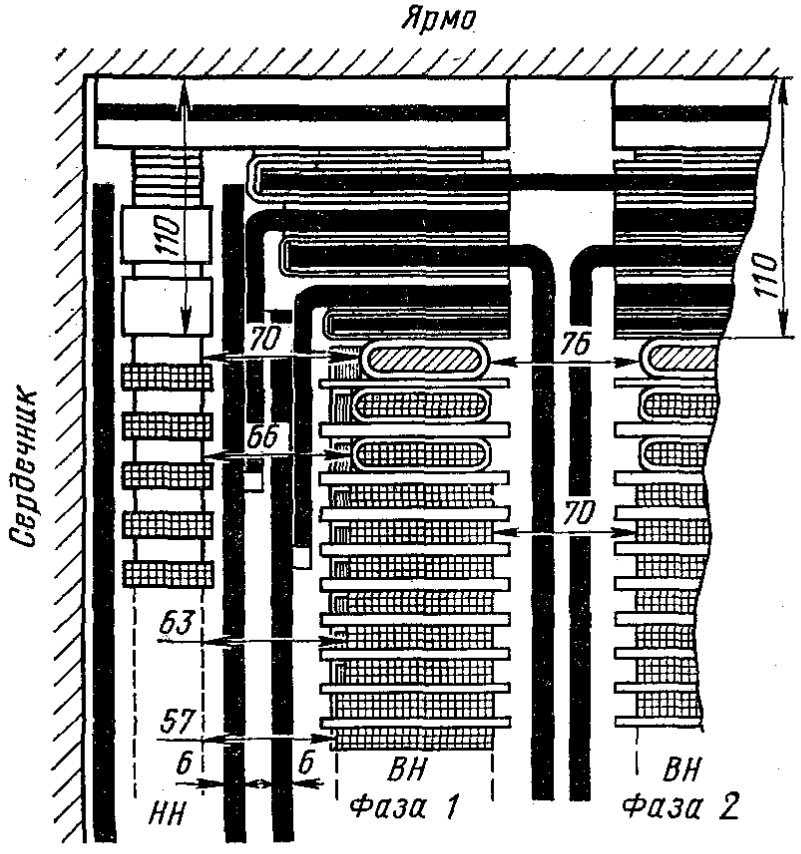


Рис. 11-8. Эскиз изоляции двухобмоточного трансформатора 110 кВ.

(рис. 11-9) и разделения ее на две параллельные ветви. В этом случае концы обмотки соответствуют нейтрали трансформатора, напряжение на которой в системах с заземленной нейтралью всегда меньше фазного. Это обстоятельство позволяет изоляцию нейтрали рассчитывать на меньшее напряжение (приблизительно в 2 раза),

что значительно облегчает ее конструирование и уменьшает общие габариты трансформатора.

В изоляции между слоями и между катушками роль покрытия играют собственная бумажная изоляция обмоточных проводов или дополнительно наложенные слои бумажных лент.

В гл. 7-9 было показано, что по сравнению с маслобарьерной изоляцией более высокой электрической прочностью обладает бумажно-масляная изоляция. В связи с этим в последние годы интенсивно изучается возможность использования бумажно-масляной изоляции в качестве главной изоляции трансформаторов с тем, чтобы уменьшить габариты изоляции и трансформатора в целом. Последнее обстоятельство имеет особо важное значение для наиболее мощных трансформаторов, габариты которых затрудняют их транспортировку. Основная трудность применения бумажно-масляной изоляции в силовых трансформаторах — охлаждение обмотки.

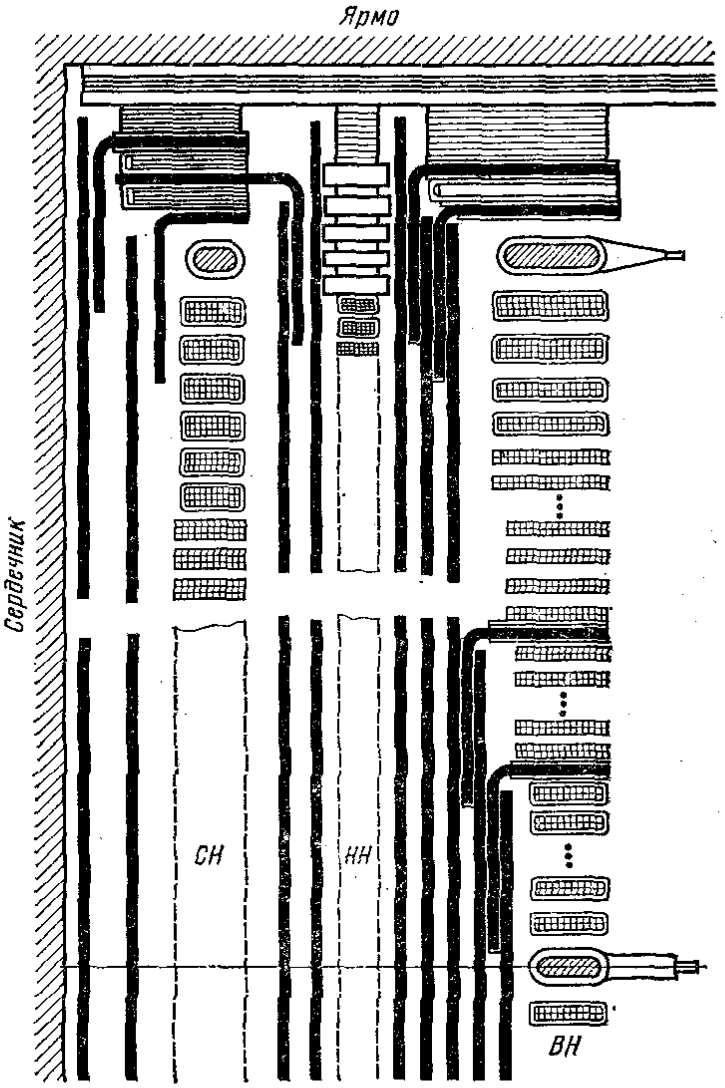


Рис. 11-9. Эскиз изоляции трехобмоточного трансформатора с обмоткой ВН на 220 кВ с вводом в середине.

Испытания изоляции трансформаторов. На заводе-изготовителе изоляция каждого трансформатора (автотрансформатора, шунтирующего реактора) подвергается всем видам испытаний, предусмотренных ГОСТ 1516-73. Испытывается внутренняя и внешняя изоляция полным и срезанным стандартными импульсами, а также переменным напряжением промышленной частоты.

Серьезной проблемой при импульсных испытаниях трансформаторов является обнаружение повреждения продольной изоляции, которое обычно имеет характер небольших проколов, не оказывающих влияния на сопротивление обмотки. Наиболее распространенными методами контроля являются осциллографирование тока в нейтрали трансформатора и сравнение полученных осциллограмм с типовыми, снятыми для исправного трансформатора данного типа. Междувитковые и междукатушечные замыкания приводят к изменению характера осциллограммы, по которому часто удается не

только установить факт повреждения, но и определить его место, что значительно облегчает отыскание повреждения при последующем осмотре трансформатора.

Если изоляция нейтрали и линейного вывода трансформатора одинакова, то испытания внутренней изоляции напряжением промышленной частоты производятся от постороннего источника, причем оба конца испытуемой обмотки изолируются относительно земли и вся обмотка находится под одним и тем же напряжением. Если трансформатор имеет сниженный уровень изоляции нейтрали, то эти испытания проводятся индуктированным напряжением повышенной частоты, но не выше 400 Гц. На первичную обмотку трансформатора подается напряжение такой амплитуды, чтобы за счет трансформации на испытуемой обмотке напряжение было равно испытательному. Нейтраль трансформатора при этом испытании заземляется или на нее подается напряжение той же частоты от постороннего источника. Повышенная частота выбирается потому, что на первичную обмотку при таких испытаниях приходится подавать напряжение, приблизительно равное двойному номинальному напряжению трансформатора, и при промышленной частоте индукция в сердечнике трансформатора, а следовательно, и ток намагничивания достигли бы недопустимо больших значений. При повышенной частоте индукция оказывается близкой к номинальной.

Кроме испытаний повышенным напряжением для каждого трансформатора измеряются tg δ, сопротивление изоляции и емкостные характеристики обмотки, причем полученные на заводе значения в эксплуатации используются в качестве характеристик исходного состояния изоляции.

В последние годы на ведущих трансформаторных заводах проводятся измерения характеристик частичных разрядов.

Силовые трансформаторы большой мощности (обычно это трансформаторы с номинальным напряжением 110 кВ и выше) отправляются с завода потребителю без масла в баках, заполненных сухим воздухом, азотом или углекислым газом, который заменяется маслом после установки трансформатора на место. Перед первым включением трансформатора под напряжение проводятся следующие испытания:

определяется пробивное напряжение масла при частоте 50 Гц в стандартном разряднике (расстояние между электродами 2,5 мм), наименьшие допустимые значения которого составляют 25—50 кВ. Нижний предел соответствует номинальным напряжениям 15 кВ и ниже, а верхний предел — номинальным напряжениям 330 кВ и выше;

измеряются сопротивление изоляции при временах 60 и 15 с и коэффициент абсорбции $k_{абс}$, который должен быть не меньше 1,3;

измеряются емкости C_2, C_{50}, ΔC, $C_г$, причем при температуре 20° С отношение емкостей C_2/C_{50} должно быть не больше 1,1—1,3, а отношение $\Delta C/C_г$ — не больше 0,1;

измеряется tg δ при различных температурах. Допустимые значения tg δ приведены в табл. 11-6. Естественно, что, помимо абсолютных значений tg δ, интерес представляет их отличие от заводских данных, и при значительном увеличении tg δ можно предполагать наличие чрезмерного увлажнения обмотки или другого дефекта.

Таблица 11-6

Допустимые значения tg δ, %, изоляции обмоток трансформаторов

Класс напряжения обмотки и мощность трансформатора	Температура обмотки, °С						
	10	20	30	40	50	60	70
При первом включении							
35 кВ и ниже до 2500 кВ · А	1,5	2,0	2,6	3,4	4,6	6,0	8,0
35 кВ и ниже до 10 000 кВ · А	1,2	1,5	2,0	2,6	3,4	4,5	6,0
Остальные трансформаторы	0,8	1,0	1,3	1,7	2,3	3,0	4,0
В эксплуатации							
35 кВ и ниже	2,5	3,5	5,5	8,0	11	15	20
Выше 35 кВ	*2,0*	2,5	*4,0*	*6,0*	*8,0*	*12*	*16*

Так как изоляция трансформатора представляет собой сложную систему, измерение ее характеристик целесообразно проводить не для всего трансформатора в целом, а для его отдельных элементов или «зон», под которыми понимают, например, изоляцию обмоток относительно бака, изоляцию обмоток относительно магнитопровода, изоляцию между обмотками. При определении характеристик отдельных зон изоляции все неиспользованные обмотки обычно заземляют.

Во время профилактических испытаний изоляции трансформаторов в эксплуатации проводятся те же измерения, что и при первом включении трансформатора в работу. Однако в связи с тем, что во время эксплуатации трансформатора неминуемо некоторое увлажнение его изоляции, допустимые значения tg δ существенно увеличиваются (табл. 11-6), особенно при высоких температурах.

Испытания изоляции повышенным напряжением промышленной частоты производятся в эксплуатации у обмоток 35 кВ и ниже. При этом значение испытательного напряжения снижается до 0,85—0,9 величины испытательного напряжения при заводских испытаниях.

Как уже указывалось выше, в последнее время большое внимание уделяется измерению интенсивности ЧР. Для изоляции трансформаторов такие измерения весьма полезны, так как ЧР является основной причиной электрического старения изоляции. Однако в практике эксплуатации эти измерения пока не получили широкого распространения главным образом из-за трудностей, связанных с интенсивными помехами.

11-5. ИЗОЛЯЦИЯ СИЛОВЫХ КАБЕЛЕЙ

Общие сведения. Электрические кабели — это гибкие изолированные проводники, снабженные защитными оболочками, которые предохраняют изоляцию от внешних механических и иных воздействий. Основными элементами силовых кабелей являются проводники — жилы, изоляция по отношению к земле и между жилами, герметичная металлическая оболочка и защитные покровы.

Металлическая оболочка, выполняемая обычно из свинца или алюминия, предохраняет изоляцию главным образом от влаги и отчасти от механических повреждений. Защитные покровы включают броню из стальных проволок или лент и слои кабельной пряжи из джутового волокна, пропитанной битуминозными составами с антисептиками. Броня обеспечивает главную защиту оболочки кабеля и его изоляции от внешних механических воздействий, а джутовые покровы — защиту оболочки от коррозии.

Кабели в целом и все их элементы должны обладать достаточной гибкостью, чтобы их можно было наматывать на барабаны для транспортировки или хранения и изгибать при укладке по неровной трассе. Поэтому, в частности, жилы силовых кабелей выполняются из большого числа скрученных тонких проволок.

В кабелях изоляция воспринимает на себя массу токоведущих жил, а также значительные усилия, необходимые для изгибания жил при намотке на барабан или при прокладке. В связи с этим от изоляции кабелей требуется сочетание достаточной гибкости с высокой механической прочностью.

Обычное для изоляции оборудования высокого напряжения требование высокой электрической прочности применительно к силовым кабелям имеет особое значение. Дело в том, что при увеличении электрической прочности и соответственно при уменьшении толщины изоляции не только снижаются затраты на ее изготовление, но и улучшаются условия отвода тепла от жилы и увеличиваются допустимые рабочие токи, кабель становится более гибким, достигается экономия металла оболочки и покровных материалов.

К надежности кабельных линий и, следовательно, к их изоляции предъявляются повышенные требования, так как на отыскание места повреждения и особенно на его устранение в подземных линиях затрачивается много времени и средств. При этом следует иметь в виду, что кабельные линии выполняются обычно из нескольких отрезков ограниченной длины (строительная длина от 250 до 750 м), соединяемых последовательно муфтами. Последние монтируются в полевых условиях, поэтому технология наложения в них изоляции значительно уступает заводской.

В настоящее время в силовых кабелях высокого напряжения преимущественно используется бумажнопропитанная изоляция, основные свойства которой были рассмотрены в гл. 7-9. В последние годы начали широко применяться кабели на напряжения до 35 кВ с полиэтиленовой изоляцией. Сейчас разрабатываются кабели

на напряжения 110—220 кВ с полиэтиленовой изоляцией, а также с газовой изоляцией под давлением. Ведутся работы по созданию кабелей с охлаждением жидким азотом (криорезистивные) и жидким гелием (с использованием явления сверхпроводимости).

Основные конструкции силовых кабелей. Для напряжения до 35 кВ наибольшее применение получили *кабели с вязкой пропиткой*, у которых ленточная бумажная изоляция пропитывается маслоканифольными или синтетическими нестекающими составами повышенной вязкости.

Такие кабели имеют определенные преимущества при монтаже и эксплуатации, так как при соединении отдельных отрезков пропиточный состав не вытекает из концов кабеля. Кабели с нестекающими составами могут прокладываться вертикально с разностью уровней до 300 м. При этом не возникает опасности стекания пропитывающего состава в нижнюю часть кабеля и образования в его

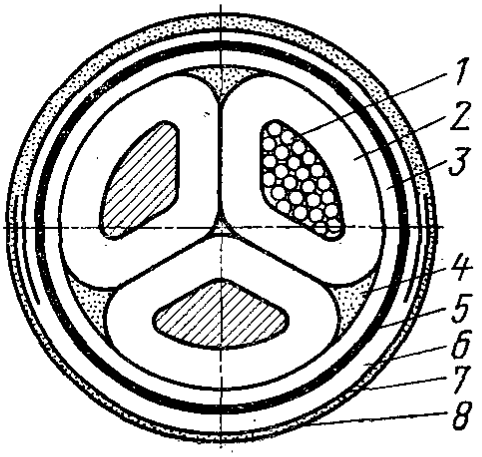


Рис. 11-10. Трехжильный кабель с поясной изоляцией и секторными жилами.

1 — жила; *2* — фазная изоляция; *3* — поясная изоляция; *4* — наполнитель; *5* — оболочка; *6* — подушка под броней из пряжи, пропитанной битумом; *7* — броня из стальных лент; *8* — наружный защитный покров.

верхней части больших объемов обедненно пропитанной изоляции. Основной недостаток кабелей с вязкой пропиткой состоит в том, что в их изоляции неизбежно образуются газовые включения. Одна из причин — циклические нагревы и остывания при работе с периодически меняющейся нагрузкой. После нескольких таких циклов при остывании оболочка из-за остаточной деформации сохраняет размеры, соответствующие нагретому состоянию, а изоляция уменьшается в объеме. В результате в изоляции образуются пустоты, которые постепенно заполняются газами, выделяющимися из изоляции. Наличие газовых включений, как было показано в гл. 8, снижает длительную электрическую прочность изоляции. Вследствие этого в кабелях с вязкой пропиткой рабочие напряженности имеют относительно невысокие значения.

Такие кабели выпускаются нескольких типов с одной, двумя, тремя и четырьмя жилами. В качестве примера на рис. 11-10 показано сечение трехжильного кабеля с *поясной* изоляцией и с секторными жилами. Как видно из рисунка, для уменьшения наружного диаметра кабеля жилам придается не круглая, а секторная форма. Изоляция состоит из двух частей — фазной и поясной. Таким образом, между жилами кабеля находится двойная фазная изоляция, рассчитанная на линейное напряжение, а между каждой жилой

и оболочкой — фазная и поясная. Зазоры между отдельными изолированными жилами заполняются низкокачественной изоляцией (бумажными жгутами). Толщины изоляции кабелей на напряжения от 1 до 10 кВ указаны в табл. 11-7. При указанных толщинах наибольшая рабочая действующая напряженность не превышает 2,0 кВ/мм.

Таблица 11-7

Толщина изоляции силовых кабелей на напряжения 1—10 кВ

Номинальное напряжение, кВ	Номинальная толщина, мм	
	Изоляция жилы	Поясная изоляция
1	0,75—0,95	0,5—0,6
3	1,35	0,7
6	2,0	0,95
10	2,75	1,25

При постоянном напряжении интенсивность частичных разрядов резко уменьшается (см. гл. 8), и газовые включения не представляют такой опасности, как при переменном напряжении. Благодаря этому рабочая напряженность в изоляции кабелей с вязкой пропиткой может быть увеличена в 5—7 раз и такие кабели могут использоваться при постоянном напряжении до 220 кВ.

Для напряжений 110—220 кВ промышленной частоты используются *маслонаполненные* кабели, которые, как правило, выполняются одножильными.

В таких кабелях ленточная бумажная изоляция пропитывается маловязким маслом, которое может перемещаться внутри жилы вдоль кабеля и находится под избыточным давлением. Благодаря этому исключается возможность появления в изоляции газовых включений при циклических изменениях температуры и длительная электрическая прочность повышается в 3 раза и более по сравнению с прочностью изоляции, пропитанной вязкими составами.

Для поддержания неизменного давления в кабеле в условиях эксплуатации на кабельной линии через каждые 1—2,5 км устанавливаются баки давления. Устройство бака давления схематически показано на рис. 11-11. Внутри герметичного корпуса располагаются упругие элементы в виде полых дисков с волнистой поверхностью, заполненных воздухом под давлением. При нагревании кабеля давление масла в нем повышается и часть масла уходит в бак давления (упругие элементы сжимаются). При охлаждении масло возвращается в кабель (упругие элементы расширяются). Баки давления присоединяются к концевым и к специальным стопорным муфтам, в которых имеются каналы масла в изоляции от заземленных металлических частей до токоведущей жилы.

По давлению маслонаполненные кабели делятся на кабели низкого (до 0,2 МПа), среднего (0,4—0,5 МПа) и высокого (0,8—

1,6 МПа) давления. С увеличением давления масла электрическая прочность растет (см. гл. 8 и 9), однако конструкция упрочняющих покровов и уплотнений в муфтах усложняется. В СССР выпускаются маслонаполненные кабели нескольких типов среднего давления. Толщина изоляции у этих кабелей на напряжение 110 кВ в зависимости от сечения жилы лежит в пределах 9,0—11,0 мм, а у кабелей 220 кВ — 16—20 мм. Пример конструкции маслонаполненного кабеля среднего давления показан на рис. 11-12.

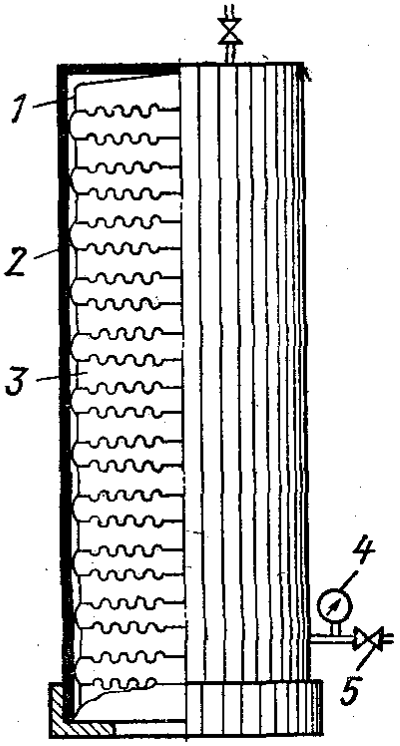


Рис. 11-11. Схема устройства бака давления.

1 — корпус бака; *2* — упругие элементы, заполненные воздухом; *3* — дегазированное масло; *4* — манометр; *5* — штуцер для присоединения бака к кабелю.

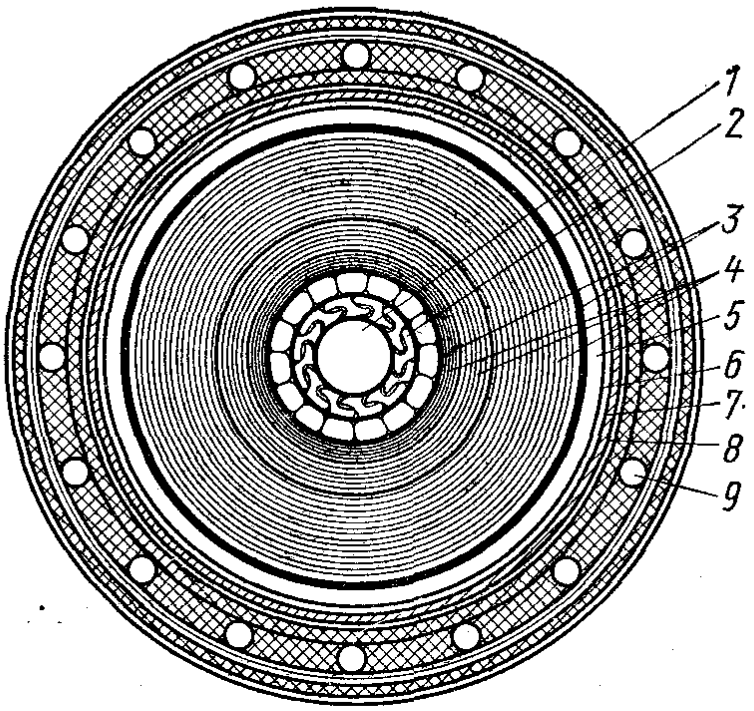


Рис. 11-12. Маслонаполненный кабель среднего давления 220 кВ.

1 — маслопроводящий канал; *2* — жила из фасонных луженых проволок; *3* — экран по жиле и по изоляции из полупроводящей металлизированной бумаги; *4* — изоляция из бумаг разной толщины и плотности; *5* — свинцовая оболочка; *6* — ленты из пластиката; *7* — медные усиливающие ленты; *8* — защитные покровы; *9* — стальные проволоки.

В маслонаполненных кабелях на напряжения 110—220 кВ особое внимание уделяется регулированию электрических полей. Прежде всего жила кабеля выполняется из проволок специального профиля, а не из круглых, как в кабелях на напряжения до 35 кВ (сравни рис. 11-10 и 11-12). За счет этого достигается более гладкая поверхность жилы. Кроме того, жила экранируется слоями полупроводящей бумаги, благодаря чему устраняются повышения напряженности у кромок отдельных проволок. Наконец, в таких кабелях изоляция выполняется градированной (см. § 7-2).

При напряжениях 110—150 кВ переменного тока наибольшее распространение у нас в стране получили *маслонаполненные кабели высокого давления в стальных трубах*. Устройство таких кабелей показано на рис. 11-13. В стальном трубопроводе, заполненном маловязким маслом под давлением около 1,5 МПа, помещаются

три круглые жилы с изоляцией, которая пропитана вязкими составами. Изоляция покрыта эластичным, герметически плотным слоем (полиэтилен и др.), который предотвращает контакт изоляции с маслом в трубе, а также увлажнение изоляции при транспортировке и монтаже. Эластичное покрытие свободно передает изоляции давление масла, заполняющего стальную трубу.

В этом случае изоляция, пропитанная вязкими составами, имеет примерно такие же характеристики, как и в маслонаполненных кабелях с маловязкими маслами. Толщины изоляции у кабелей 110, 220 и 500 кВ в зависимости от сечения жилы соответственно составляют 9—11, 16—20 и 28 мм (в последнем случае сечение 550 мм^2).

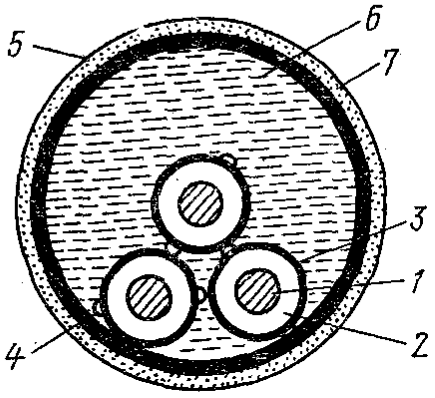


Рис. 11-13. Трубопровод с кабелем под давлением масла.

1 — жила; *2* — изоляция; *3* — герметизирующие покровы; *4* — полукруглая проволока; *5* — стальная труба; *6* — масло; *7* — антикоррозийные покровы.

Преимущество кабелей в трубах состоит в том, что упрощается конструкция оболочки, воспринимающей давление масла. Однако увеличивается объем работ при прокладке линии (сварка стальных труб, зачистка швов, наложение антикоррозийных покрытий и т. д.) и значительно возрастает объем масла, что усложняет систему поддержания избыточного давления.

Наряду с рассмотренными ранее при напряжениях до 220 кВ применяются *газонаполненные* кабели, в которых необходимая длительная электрическая прочность достигается за счет повышения давления газа (сухой, очищенный азот). Эти кабели имеют устройство примерно такое же, как и маслонаполненные, но в них используется изоляция с обедненной пропиткой, заведомо содержащая газовые включения. Однако электрическая прочность включений значительно повышается за счет того, что создается повышенное давление, либо путем непосредственного ввода газа в кабель под давлением, либо за счет прокладки кабеля с эластичной оболочкой в стальной трубе с газом под давлением. Преимущество таких кабелей состоит в том, что получается более простая система обеспечения повышенных давлений за счет использования баллонов со сжатым газом. Кроме того, такие кабели могут укладываться на трассах с большим уклоном. Однако в газонаполненных кабелях условия охлаждения хуже, и это ограничивает рабочие токи.

В последние годы начали выпускаться кабели с *полиэтиленовой* изоляцией. Они уже широко применяются при напряжениях до 35 кВ, сейчас разрабатываются такие кабели на напряжения 110—220 кВ. В них используется сплошная изоляция из полиэтилена, которая наносится путем шприцевания (выдавливания) при высоком давлении и температуре. Основная трудность изготовления полиэтиленовой изоляции на высокие напряжения связана с увеличением при росте ее толщины вероятности появления газовых

включений при остывании и усадке. Применением полупроводящих экранов, наносимых на внутреннюю и внешнюю поверхность полиэтиленовой изоляции, удается исключить влияние тех включений, которые образуются на границе соприкосновения изоляции с жилой и внешней оболочкой.

Тем не менее допустимые рабочие напряженности в полиэтиленовой изоляции ниже, чем в бумажно-масляной. Например, толщина изоляции кабелей 6 кВ составляет 3,5 мм, 10 кВ — 5,5 мм; 20 кВ — 7 мм, 35 кВ — 12 мм (сравни с табл. 11-3). Для кабелей с полиэтиленовой изоляцией на напряжения 110—220 кВ предусматриваются существенное улучшение технологии нанесения изоляции и повышение рабочих напряженностей.

Преимущества полиэтиленовой изоляции состоят в том, что она влагостойка, в связи с чем упрощается система внешних оболочек, имеет меньшие диэлектрические потери и меньшую массу. Однако полиэтилен имеет меньшую нагревостойкость, чем пропитанная бумага, особенно при кратковременных нагревах, вызванных токами к. з.

Как уже отмечалось ранее, сейчас ведутся работы по созданию кабелей с *газовой изоляцией под давлением*. Принципиально такой кабель устроен следующим образом. В стальной трубе на распорках из твердого диэлектрика закреплена токоведущая жила (или три жилы). Линия собирается из отрезков таких труб и заполняется высокопрочным газом — элегазом под давлением. Такие кабели имеют ряд преимуществ: сравнительно простую конструкцию; малые диэлектрические потери; характерную для внешней изоляции способность к восстановлению электрической прочности после случайного пробоя; малую емкость на единицу длины. Расчеты показывают, что такие кабели будут особенно эффективны при сверхвысоких напряжениях (750—1150 кВ) и могут оказаться экономически более выгодными, чем воздушные линии электропередачи.

Для ввода больших мощностей в крупные города и промышленные центры разрабатываются кабели с охлаждением токоведущих жил до температуры жидкого азота (77 К) или жидкого гелия (около 5 К). В первом случае (криорезистивные кабели) повышение пропускной способности достигается за счет значительного уменьшения активного сопротивления медных или алюминиевых жил и, следовательно, джоулевых потерь, что позволяет увеличить токовые нагрузки. В кабелях с жидким гелием используется эффект сверхпроводимости. В настоящее время интенсивно исследуется поведение изоляции, пропитанной жидкими азотом и гелием.

Кабельные муфты. Для соединения отрезков кабеля в линию, а также для присоединения концов кабеля к шинам распределительных устройств или аппаратов выполняются *соединительные* и *концевые* муфты. Устройство кабельных муфт и их изоляции зависит, естественно, от конструкции кабеля. Однако во всех случаях учитывается то обстоятельство, что монтаж выполняется в полевых условиях и изоляция в муфтах имеет более низкое качество, чем

в самом кабеле. Поэтому изоляционные расстояния в муфтах увеличиваются.

Эскиз соединительной муфты показан на рис. 11-14. На концах соединяемых кабелей основная изоляция срезается по определенному профилю, образуя прямые конусы со сторонами *аб* и *вг*. После соединения токоведущих жил накладывается дополнительная изоляция (заранее пропитанные рулоны и ролики бумаги, эпоксидные компаунды), толщина которой больше, чем у основной изоляции. Форма и размеры конусов выбираются такими, чтобы составляющая напряженности вдоль щели, остающейся между основной и дополнительной изоляцией, не превышала допустимую величину (примерно в 20 раз меньше, чем для основной изоляции в радиальном направлении). Для того чтобы не было повышения напряженности у краев оболочек соединяемых кабелей, устанавливаются

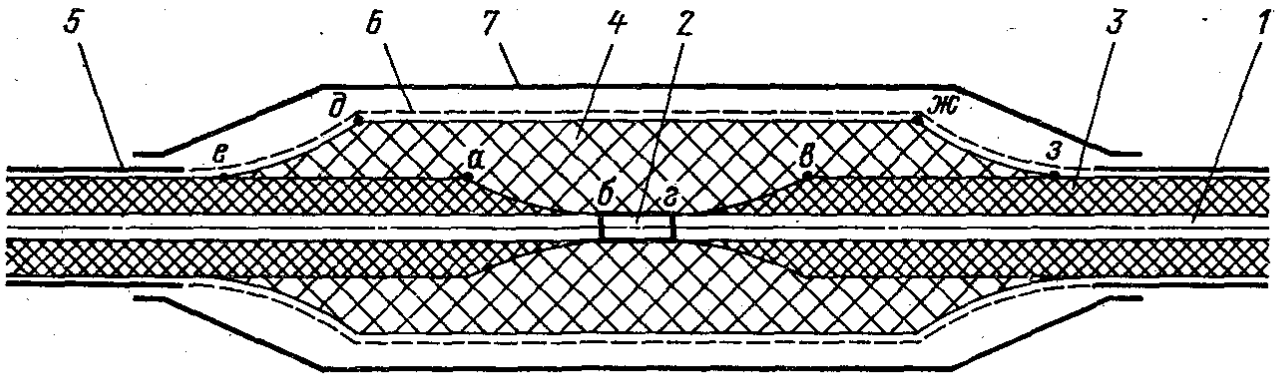


Рис. 11-14. Эскиз кабельной соединительной муфты.

1 — жила; *2* — соединение жил; *3* — изоляция кабеля; *4* — дополнительная изоляция; *5* — оболочка кабеля; *6* — бандаж из свинцовой проволоки; *7* — корпус муфты.

внутренние экраны в виде конусов или от краев оболочек поверх дополнительной изоляции накладывается бандаж из мягкой свинцовой проволоки. В последнем случае дополнительная изоляция выполняется так, чтобы вблизи краев она образовывала обратные конусы *де* и *жз*. Форма и размеры этих конусов выбираются такими, чтобы напряженность у краев оболочек не превышала допустимую.

Концевые муфты кабелей имеют не только внутреннюю, но и внешнюю изоляцию. Их устройство во многом аналогично устройству проходных изоляторов (вводов). Для регулирования электрического поля у края оболочки используются внутренние экраны в виде конусов, а также дополнительные электроды, образующие конденсаторные разделки (см. § 7-2).

Примеры конструкций соединительной и концевой муфт показаны на рис. 11-15 и 11-16.

Испытания изоляции силовых кабелей. Уровни изоляции кабелей задаются их испытательными напряжениями. Испытательные напряжения устанавливаются исходя из условия обеспечения надежной работы кабелей при внутренних и грозовых перенапряжениях.

На заводах-изготовителях изоляция кабелей с маловязкой пропиткой и маслонаполненных кабелей испытывается переменным напряжением промышленной частоты. Испытательные напряжения составляют около 2,5 $U_{ном}$. Кабели с обедненной изоляцией или

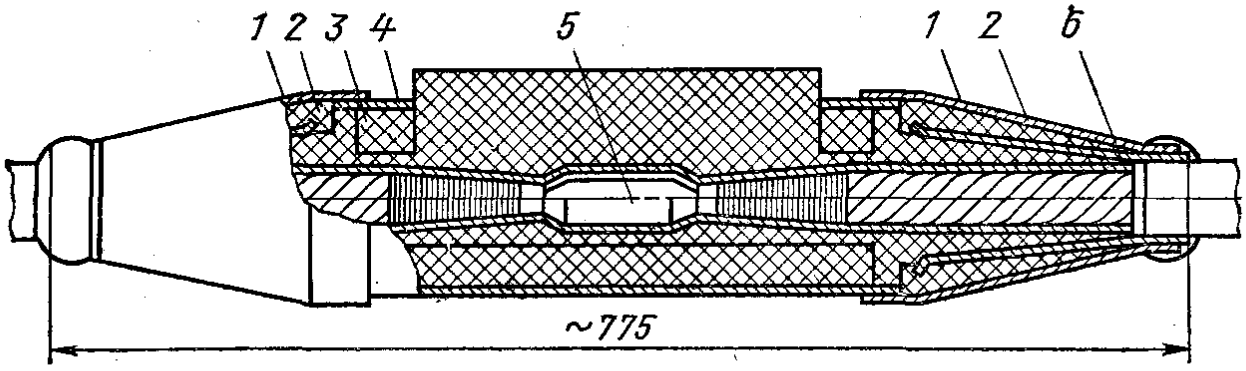


Рис. 11-15. Соединительная эпоксидная кабельная муфта для кабелей 35 кВ.

1 — кожух; *2* — конус из эпоксидного компаунда; *3* — корпус из эпоксидного компаунда; *4* — кожух корпуса; *5* — соединение жил; *6* — внутренний экран.

с газовой пропиткой для предотвращения повреждения их изоляции при испытаниях испытываются постоянным напряжением (3,5—4) $U_{ном}$, причем для кабелей до 35 кВ включительно величина испытательного напряжения устанавливается по отношению к линейному, а для кабелей 110 кВ и выше — по отношению к фазному напряжению. Продолжительность испытаний находится в пределах 10—12 мин.

Кабели высших классов напряжения (110 кВ и выше) в отдельных случаях при типовых испытаниях подвергаются импульсным испытаниям. Полный стандартный импульс устанавливается при этом равным (4—5) $U_{ном}$.

Испытательное напряжение прикладывается поочередно к каждой жиле. При этом оболочка и остальные жилы заземляются.

Во время заводских испытаний у кабелей на напряжения до 6 кВ измеряется сопротивление изоляции, а у кабелей 6 кВ и выше, кроме того, измеряются $\operatorname{tg}\delta$ и его приращение $\Delta \operatorname{tg}\delta$ при увеличении напряжения от 0,5 до 2,0 $U_{ном}$. Предельные допустимые значения сопротивления изоляции, $\operatorname{tg}\delta$ и $\Delta \operatorname{tg}\delta$ нормируются.

После прокладки, капитального ремонта и во время профилактических испытаний изоляция

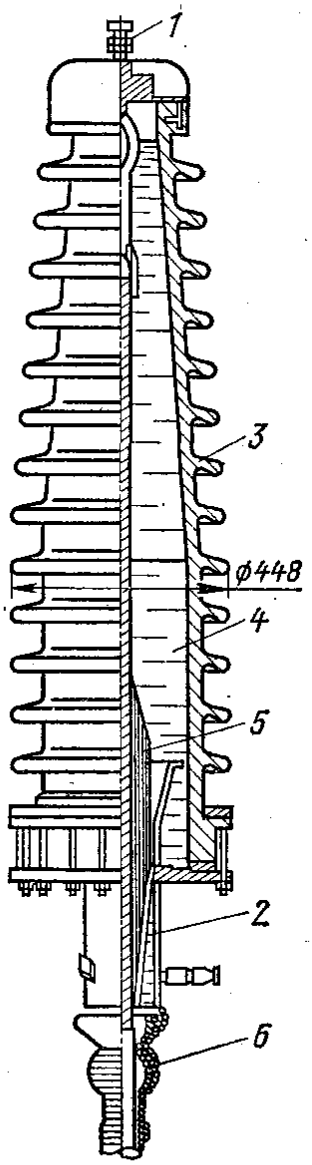


Рис. 11-16. Концевая муфта маслонаполненного кабеля среднего давления на напряжение 110 кВ.

1 — токовыводное устройство; *2* — экран; *3* — фарфоровый изолятор; *4* — масло; *5* — подмотка из пропитанной маслом бумаги; *6* — экран.

силовых кабелей испытывается выпрямленным напряжением. Испытательные напряжения приведены в табл. 11-8. Продолжительность испытаний каждой фазы для кабельных линий 3—35 кВ после прокладки составляет 10 мин, после капитального ремонта и во время профилактических испытаний — 5 мин. Кабельные линии 110 кВ и выше испытываются во всех случаях по 15 мин на фазу. Периодичность профилактических испытаний в зависимости от состояния кабельной трассы и условий эксплуатации колеблется от 2 раз в год до 1 раза в 3 года.

Таблица 11-8

Испытательные выпрямленные напряжения для силовых кабелей с бумажной изоляцией

Вид испытаний	*Испытательное напряжение, кВ, для кабельных линий с номинальным напряжением, кВ*						
	3	6	10	20	35	110	220
После прокладки и монтажа . . .	12	18	36	100	175	300	450
После капитального ремонта . . .	10—17	15—25	30—50	100	175	250	400
Профилактические в эксплуатации	10—17	15—25	30—50	80—100	150—175	250	400

Во время приложения испытательного напряжения измеряется ток утечки. Для кабельных линий на напряжение до 10 кВ он должен быть меньше 300 мкА, а для линий 20—35 кВ — менее 800 мкА. В маслонаполненных кабелях токи утечки не должны превышать 150 мкА на 1 км для линий 110 кВ и 250 мкА на 1 км для линий 220 кВ. В течение всего времени приложения испытательного напряжения ток утечки должен быть стабильным.

До и после испытания повышенным напряжением производится измерение сопротивления изоляции. Для маслопропитанных кабелей 6 кВ и выше это сопротивление должно быть не менее 50 МОм/км.

11-6. ИЗОЛЯЦИЯ СИЛОВЫХ КОНДЕНСАТОРОВ

Общие сведения. Силовые конденсаторы используются в установках переменного тока для повышения коэффициента мощности («косинусные» конденсаторы), для продольной компенсации в дальних линиях электропередачи, для присоединения к воздушным линиям аппаратуры высокочастотной связи (конденсаторы связи), для отбора от линий высокого напряжения небольшой мощности и для других целей. В установках постоянного тока силовые конденсаторы работают в схемах с инверторами. В лабораторных генераторах импульсных напряжений и токов, а также в специальных установках для получения сильных магнитных полей, высоко-

температурной плазмы, электрогидравлического эффекта и т. д. используются импульсные силовые конденсаторы.

Во всех случаях силовые конденсаторы выполняют свои функции за счет того, что в активной части их изоляции, т. е. в изоляции, заключенной между электродами, в некоторые моменты времени накапливается энергия, используемая затем для разных целей. Энергия, накапливаемая в конденсаторе, равна:

$$W = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon E^2_{\text{раб}}}{2} V_{\text{а}},$$

где $V_{\text{а}}$ — объем активной части изоляции; $E_{\text{раб}}$ — рабочая напряженность в изоляции.

Полный объем конденсатора V приблизительно пропорционален $V_{\text{а}}$, поэтому $V = k/\varepsilon E^2_{\text{раб}}$. Следовательно, в силовых конденсаторах целесообразно использовать изоляцию, обладающую высокой диэлектрической проницаемостью ε и высокой длительной электрической прочностью, от которой прежде всего зависит значение рабочей напряженности $E_{\text{раб}}$.

Длительно допустимая напряженность в изоляции ограничивается также диэлектрическими потерями, которые являются единственным источником тепловыделений в конденсаторах (в импульсных с большими токами добавляются еще и потери в электродах). В связи с этим конденсаторная изоляция должна иметь малые диэлектрические потери, т. е. низкие значения tg δ.

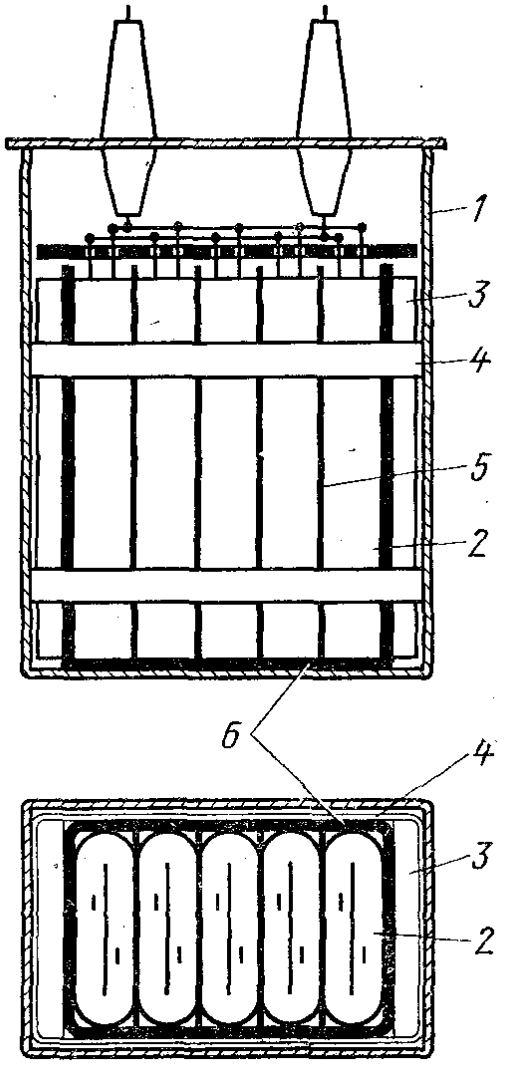


Рис. 11-17. Схематическое устройство силового конденсатора для повышения коэффициента мощности.

Конструкции силовых конденсаторов. Устройство силового конденсатора для повышения коэффициента мощности схематически показано на рис. 11-17. В герметизированном корпусе *1* расположены плоскопрессованные рулонные секции *2*, стянутые в пакет между металлическими щеками *3* с помощью хомутов *4*. Между секциями установлены изолирующие прокладки из электрокартона *5*. Изоляция от корпуса *6* выполнена из электрокартона или кабельной бумаги. Внутренний объем конденсатора заполнен пропитывающим составом. В зависимости от номинального напряжения конденсатора и его емкости секции соединяются перемычками в параллельную, последовательную или комбинированную схему. В некоторых типах конденсаторов секции подключаются через индивидуальные предохранители. При этом работо-

способность конденсатора сохраняется даже после пробоя нескольких секций.

Конденсаторы разного назначения, разных номинальных напряжений и реактивной мощности принципиально устроены одинаково, т. е. состоят из пакетов секций, соединенных по той или иной схеме и расположенных в герметизированном корпусе, залитом пропиточным составом. Отличаются конденсаторы размерами, числом и схемой соединения секций, числом пакетов и конструкцией корпуса. В одном корпусе могут находиться секции, образующие емкости всех трех фаз, сгруппированные в несколько пакетов. Иногда корпусом конденсатора служит фарфоровый или бакелитовый цилиндр с торцевыми металлическими выводами — фланцами. Пакеты в этом случае располагаются вертикально. Конструкция корпуса, размеры и компоновка секций в большой степени зависят от условий охлаждения.

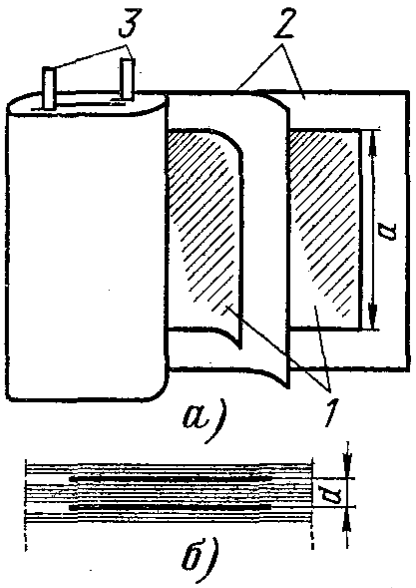


Рис. 11-18. Плоскопрессованная рулонная секция силового конденсатора.

а — общий вид; *б* — элемент секции в сечении; *1* — электроды из фольги; *2* — слои бумаги; *3* — выводы.

Основным элементом любого силового конденсатора является секция, представляющая собой спирально намотанный рулон из лент диэлектрика и алюминиевой фольги, выполняющей роль электродов. В рулонных секциях обе поверхности электродов являются активными, вследствие чего сокращается расход металла на электроды. В настоящее время секции практически всех конденсаторов выполняют плоскопрессованными (рис. 11-18). Их наматывают на круглую оправку относительно большого диаметра, затем снимают и сплющивают. Такие секции компактны и удобны в технологическом отношении. Емкость одной секции при рулонной намотке

$$C_c = 2\varepsilon_0 \varepsilon a l / d,$$

где a — ширина электрода (ленты фольги); l — длина электрода; d — толщина диэлектрика между электродами.

Множитель 2 стоит в этом выражении в связи с тем, что, как уже упоминалось, обе стороны электрода являются активными.

Как уже отмечалось, в силовых конденсаторах используется бумажнопропитанная изоляция. Она изготавливается из специальных сортов бумаг КОН и Силкон с плотностью 0,8—1,25 г/см^3 и толщиной 6—30 мкм.

Чаще всего используются бумаги толщиной 10—15 мкм. Изоляция секции выполняется из шести—восьми слоев бумаги, т. е. общая толщина изоляции между электродами составляет 60—120 мкм. При меньшем числе слоев резко падает кратковременная электрическая прочность, а при большей толщине — снижается

кратковременная и особенно длительная электрическая прочность, так как уменьшается напряженность $E_н$ появления начальных частичных разрядов (см. гл. 8 и 9). Таким образом, при толщинах конденсаторной изоляции 60—120 мкм достигается наилучшее сочетание кратковременной и длительной электрической прочности. При используемых рабочих напряженностях (см. ниже) рабочие напряжения секции составляют 0,8—2,0 кВ. В конденсаторах на более высокие напряжения необходимое число секций соединяется последовательно.

Для пропитки конденсаторной изоляции используются специальные газостойкие минеральные масла и синтетические хлорированные жидкости (пентахлордифенил, трихлордифенил, их смеси). Последние являются полярными жидкостями и имеют диэлектрическую проницаемость 4,8—5,5 вместо 2,1—2,2 у минеральных масел. Для конденсаторной бумажной изоляции, у которой до 30% объема занимают поры между волокнами и узкие щели между слоями бумаг, диэлектрическая проницаемость пропитывающей жидкости имеет очень большое значение. Как следует из кривых, приведенных на рис. 11-19, при пропитке хлорированными жидкостями эквивалентная диэлектрическая проницаемость изоляции получается примерно в 1,5 раза больше, чем при минеральном масле. Уже за счет этого в случае хлорированных жидкостей емкость и реактивная мощность конденсатора получаются в 1,5 раза бóльшими, чем при пропитке маслом. Кроме того, электрическое поле равномернее распределяется между слоями бумаги и прослойками пропитывающего состава, благодаря чему повышается кратковременная и длительная электрическая прочность и оказывается возможным повысить рабочие напряженности. В итоге силовые конденсаторы, пропитанные хлорированными жидкостями, имеют при одной и той же реактивной мощности в 2—3 раза меньший объем, чем конденсаторы с минеральным маслом.

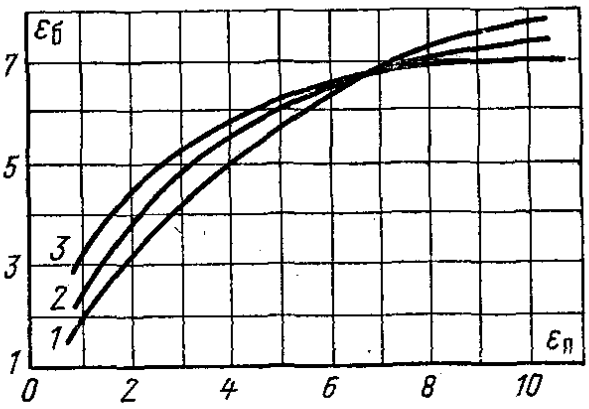


Рис. 11-19. Зависимость диэлектрической проницаемости пропитанной бумаги $\varepsilon_б$ от диэлектрической проницаемости пропиточной жидкости $\varepsilon_п$.

1, 2, 3 — плотность бумаги соответственно 0,8; 1,0 и 1,2 г/см³.

Синтетические жидкости имеют и недостатки. Прежде всего они, как и все полярные жидкости, очень чувствительны к загрязнениям. Небольшие загрязнения вызывают резкое увеличение проводимости и диэлектрических потерь и опасность теплового пробоя. В связи с этим хлорированные жидкости требуют особо тщательной очистки перед заливкой и очень надежной герметизации корпусов конденсаторов. Второй недостаток — токсичность. Поэтому они требуют специальных мер безопасности при изготовлении конденсаторов. Наконец, некоторые хлорированные жидкости имеют отно-

сительно высокие температуры застывания, ниже которых они значительно ухудшают свои свойства. Однако уже разработаны смеси трихлордифенила и пентахлордифенила, которые могут работать при температурах до $-50 \div -60$°С.

В настоящее время большая часть силовых конденсаторов, работающих при переменном напряжении, изготовляется с пропиткой хлорированными жидкостями. Однако некоторые конденсаторы, например конденсаторы связи или конденсаторы для продольной компенсации в дальних линиях электропередачи, по-прежнему пропитываются маловязкими маслами. Рабочие напряженности в конденсаторах промышленной частоты составляют 12—14 кВ/мм при пропитке минеральным маслом и 15—20 кВ/мм при пропитке хлорированными жидкостями.

Экономически выгодно для больших конденсаторных батарей изготавливать крупные конденсаторы с большой единичной реактивной мощностью. Однако увеличение реактивной мощности конденсатора и его габаритов приводит к ухудшению условий охлаждения: объем изоляции и потери в ней растут пропорционально кубу, а охлаждающая поверхность — пропорционально квадрату линейных размеров. Кроме того, при этом растет и перепад температур в самом конденсаторе. Поэтому увеличение единичных мощностей конденсаторов возможно только при существенном снижении диэлектрических потерь. Совершенствованием бумаг и пропиточных составов необходимый эффект получить не удается.

Решением является применение *комбинированной* изоляции, в которой слои бумаг чередуются со слоями неполярной синтетической пленки (например, полипропилен). Такие пленки имеют $\operatorname{tg}\delta$ около 0,0004 против 0,003 у пропитанной бумаги, т. е. почти на порядок меньшие потери. Однако диэлектрическая проницаемость у них $\varepsilon \approx 2{,}2 \div 2{,}3$, т. е. меньше, чем у бумажнопропитанной изоляции. Несмотря на это, за счет существенного снижения потерь удается повысить рабочую напряженность и создать конденсаторы с единичной реактивной мощностью до 400 квар и хорошими экономическими показателями.

В комбинированной изоляции слои бумаг выполняют роль фитилей, с помощью которых обеспечивается надежная полная пропитка всей изоляции. Без прослоек из бумаги между слоями пленки в опрессованных секциях могут остаться полости, не заполненные пропитывающей жидкостью, что приведет к появлению мощных частичных разрядов и быстрому разрушению изоляции.

Испытания изоляции силовых конденсаторов. При контрольных испытаниях на заводе конденсаторы подвергаются воздействию повышенного испытательного напряжения, у них измеряются емкость и сопротивление изоляции.

В условиях эксплуатации проверяются герметичность корпусов, отсутствие утечки масла. Затем измеряется сопротивление изоляции с предварительной выдержкой под напряжением в течение 1 мин и проверяется емкость конденсатора.

11-7. ИЗОЛЯЦИЯ ВРАЩАЮЩИХСЯ МАШИН

Общие сведения. К вращающимся машинам высокого напряжения относятся турбо- и гидрогенераторы, синхронные компенсаторы и двигатели большой мощности с номинальным напряжением 3 кВ и выше. Как источники энергии или приводы крупных агрегатов они выполняют исключительно важные функции в энергосистемах и на промышленных предприятиях, поэтому к машинам высокого напряжения в целом и к их изоляции в частности предъявляются очень высокие требования в отношении надежности и сроков службы.

Номинальные напряжения генераторов в настоящее время достигают 20 кВ. При современной тенденции увеличения единичных мощностей генераторов до 1000 МВт и более номинальное напряжение 20 кВ оказывается уже недостаточным, так как из-за огромных рабочих токов осуществление передачи энергии от генератора к трансформатору становится крайне затруднительным. Однако и повышение номинальных напряжений генераторов без ухудшения остальных технико-экономических показателей представляет собой очень сложную проблему. В Советском Союзе в этом направлении ведутся постоянные работы. Уже изготовлен и находится в эксплуатации первый в мире опытный гидрогенератор на напряжение 110 кВ, разрабатываются и вскоре будут изготовлены турбогенераторы с напряжением 30 кВ и гидрогенераторы на напряжения 150 и 220 кВ.

Активные материалы, т. е. медь обмотки и сталь статора, работают во вращающихся машинах при больших удельных нагрузках (плотностях токов, индукциях). Соответственно потери в единице объема этих материалов получаются высокими, и для эффективного отвода выделяющегося тепла требуются большие превышения температур активных частей над температурой охлаждающей среды. Последняя для газообразной охлаждающей среды равна +40°С. При поверхностном (косвенном) охлаждении обмотки, когда тепло от меди отводится через изоляцию, все это обусловливает необходимость высоких допустимых температур и высокой теплопроводности изоляции. В случае внутреннего (непосредственного) охлаждения, осуществляемого за счет принудительной циркуляции газа или жидкости (воды, масла) по встроенным в обмотку полым проводникам, требования к теплопроводности снижаются. В связи со сказанным во вращающихся машинах высокого напряжения используется изоляция, относящаяся по нагревостойкости к классам B, F и H.

Во вращающихся машинах изоляция работает в условиях постоянной вибрации, особенно сильной на лобовых частях обмотки. Кроме того, она эпизодически подвергается ударным механическим воздействиям, возникающим при прохождении по обмотке больших токов во время внешних к. з., при включении в сеть в режиме самосинхронизации и т. д. Наиболее опасные механические напряжения

возникают на участках выхода обмотки из пазов статора. Поскольку механическое повреждение изоляции приводит к немедленному или быстрому ухудшению ее диэлектрических свойств, к изоляции вращающихся машин предъявляются жесткие требования в отношении ее механической прочности.

Устройство изоляции вращающейся машины высокого напряжения определяется конструкцией ее статорной обмотки, которая зависит от мощности и номинального напряжения машины, от частоты вращения ротора и системы охлаждения.

Каждая фаза обмотки статора машины состоит из ряда последовательно соединенных витков, которые могут группироваться в катушки (катушечная обмотка) или укладываться порознь (стержневая обмотка, одновитковые катушки). Катушки размещаются по пазам в один или два слоя, т. е. в каждом пазу может находиться по одной пазовой (активной) части катушки или по две от разных катушек одной и той же фазы. В машинах высокого напряжения, как правило, используются двухслойные обмотки. Для уменьшения добавочных потерь в меди от вихревых токов в машинах большой мощности витки на активных частях катушек (стержней) выполняют из нескольких изолированных друг от друга элементарных проводников, укладываемых с транспозицией.

Конструкция изоляции. Изоляция статорных обмоток вращающихся машин подразделяется на *главную* (корпусную) и *продольную*. Главной называется изоляция между проводниками обмотки и корпусом. Она имеет разную конструкцию на пазовых и лобовых частях катушек, а также на выводах (линейных и у нейтрали). К продольной относится изоляция между витками одной катушки, т. е. *междувитковая* (у стержневых обмоток отсутствует), а также изоляция между уложенными в одном пазу катушками.

Междувитковой изоляцией, а также изоляцией между элементарными проводниками обычно служит собственная изоляция обмоточных проводов. В зависимости от типа обмоточного провода она представляет собой три слоя лавсановой пленки, покрытых слоем хлопчатобумажной пряжи (ППЛБО), или два слоя стеклоленты, пропитанных нагревостойким лаком (ПСД), или дельта-асбестовую изоляцию (ПДА).

Главная изоляция статорных обмоток вращающихся машин высокого напряжения в связи с очень жесткими требованиями к электрической и механической прочностям и нагревостойкости выполняется только на основе слюдяных изоляционных материалов. При этом исходные материалы и технология изготовления выбираются такими, чтобы достигались высокая прочность и монолитность изоляции в целом. Объясняется это тем, что, несмотря на высокую короностойкость самой слюды, частичные разряды в газовых включениях, воздействуя на связующие материалы, все же ограничивают сроки службы изоляции. Кроме того, газовые прослойки сильно снижают механическую прочность и теплопроводность изоляции.

Типичный случай расположения обмотки в пазу и конструкции изоляции в пазовой части показан на рис. 11-20.

В Советском Союзе сейчас все машины высокого напряжения изготавливаются с *непрерывной* изоляцией, которая получается путем пропитки и опрессовки намотанных на стержень лент из слюдяных материалов. Такая изоляция имеет одинаковые структуру и прочность на всех участках обмотки.

Еще недавно основным видом непрерывной изоляции во вращающихся машинах высокого напряжения была *компаундированная* изоляция, технология изготовления которой кратко изложена в § 7-3. Помимо преимуществ, свойственных любой непрерывной изоляции, рассматриваемая изоляция обладает достаточно высокой влагостойкостью. Однако эта изоляция имеет и недостатки, обусловленные применением в ней в качестве пропитывающего материала *термопластичного*, т. е. размягчающегося при нагреве, компаунда. С повышением температуры по мере размягчения компаунда электрическая и механическая прочность компаундированной изоляции существенно снижается, а проводимость и диэлектрические потери резко возрастают. В результате допустимая температура для нее составляет только 105°С.

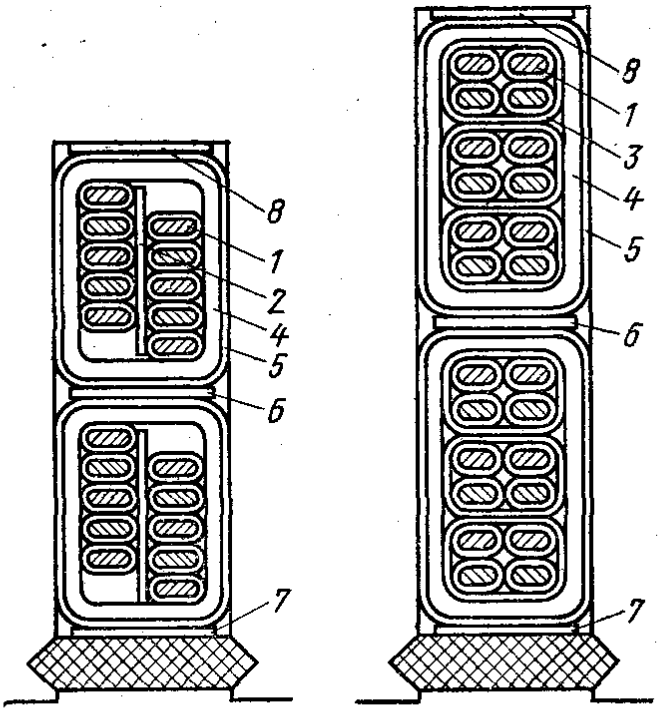


Рис. 11-20. Расположение обмотки в пазах статора вращающейся машины.

1 — элементарный проводник; *2* — прокладка из миканита; *3* — витковая изоляция; *4* — изоляция катушки или стержня; *5* — полупроводящее покрытие; *6*, *7*, *8* — прокладки из миканита и картона.

По мере увеличения единичных мощностей машин и номинальных токов, а соответственно и механических усилий на обмотки недостатки компаундированной изоляции проявлялись все в большей степени; для крупных генераторов мощностью 300 МВт и более она оказалась непригодной.

В современных крупных генераторах, а также в большинстве машин средней мощности используется термореактивная изоляция (§ 7-3), разновидности которой у нас в стране называют «слюдотерм», «монолит», а за рубежом — «термоластик», «майкапэл», «микадур» и т. д. Такая изоляция не размягчается при нагревах (общее свойство термореактивных смол) и сохраняет высокую механическую и электрическую прочность. По сравнению с компаундованной она в нагретом состоянии имеет в 1,5—2,0 раза более высокую электрическую прочность, в 4—5 раз большую прочность на разрыв и в 3—4 раза меньшие диэлектрические потери. Однако

термореактивная изоляция более хрупкая, что усложняет укладку стержней в пазы статора.

Толщины изоляции статорных обмоток вращающихся машин высокого напряжения приведены в табл. 11-9.

Таблица 11-9

Толщина корпусной изоляции двухслойных статорных обмоток генераторов на напряжение 3,15—18 кВ

Номинальное напряжение, кВ	Двусторонняя толщина изоляции, мм					
	Катушечная обмотка			Стержневая обмотка		
	основная на одну катушечную сторону	полная		основная на одну катушечную сторону	полная	
		по ширине	по высоте		по ширине	по высоте
3	3,5	4,6	12,5	4,0	5,1	13,3
6	5,4	7,0	17,3	6,0	7,5	18,6
10	7,0	8,7	21,0	8,0	9,5	23,7
13	8,5	10,2	24,0	9,5	11,0	26,7
15	9,5	11,2	26,0	10,5	12,0	28,7
18	—	—	—	12,5	14,5	32,7

В связи с совершенствованием технологии наложения изоляции и улучшением качества используемых изоляционных материалов некоторые крупные машины выпускаются сейчас с пониженной толщиной изоляции.

Для машин на напряжения 6 кВ и выше большое значение имеет регулирование электрического поля в изоляции статорной обмотки. Прежде всего для уменьшения коэффициента неоднородности электрического поля в изоляции используются проводники с достаточным радиусом скругления кромок. Важность этого параметра можно ориентировочно оценить по кривым, приведенным на рис. 7-2.

Однако основная задача регулирования электрических полей в изоляции вращающихся машин — устранение частичных разрядов в воздушных щелях между поверхностью изоляции и стенками пазов и особенно скользящих разрядов по поверхности изоляции в местах выхода обмотки из паза статора, где поле получается резконеоднородным. Для этой цели используются полупроводящие покрытия из железистой асбестовой ленты, медь или серебросодержащие стеклоленты и маслобитумные или маслоглифталевые сажные лаки.

На пазовых частях обмотки используются покрытия с удельным поверхностным сопротивлением 10^3—10^4 Ом, которые плотно прилегают к поверхности изоляции и во многих точках соприкасаются со стенками паза. Благодаря этим покрытиям электрическое поле в воздушных щелях отсутствует. Кроме того, устраняются местные повышения напряженности в области вентиляционных каналов в статоре.

На выходе обмотки из паза используются покрытия с удельным поверхностным сопротивлением 10^7—10^8 Ом. Принцип работы таких покрытий рассмотрен в § 7-2.

Как отмечалось в начале настоящего параграфа, в настоящее время ведутся интенсивные поиски путей повышения номинальных напряжений вращающихся машин, прежде всего турбо- и гидрогенераторов.

В экспериментальном гидрогенераторе на напряжение 110 кВ каждая фаза статорной обмотки состоит из семи многовитковых катушек. В качестве корпусной использована бумажно-масляная изоляция. Каждая катушка имеет герметичный стеклоэпоксидный кожух, который служит резервуаром для пропитывающего изоляцию масла и защитой изоляции от внешних механических воздействий. Витки обмоток расположены рядами и слоями, между которыми имеются каналы для масла, циркулирующего по катушкам и охлаждающего обмотку. Катушки соединяются последовательно на месте монтажа гидрогенератора с помощью муфт типа кабельных соединительных (см. § 11-5). Электрическое поле в изоляции регулируется с помощью экранов и дополнительных электродов, выполняемых из тонкой металлической фольги.

Гидрогенератор на высокое напряжение может работать непосредственно на воздушные линии, поэтому его изоляция рассчитывается на воздействие грозовых перенапряжений.

Испытания и первый опыт эксплуатации экспериментального гидрогенератора на напряжение 110 кВ дали положительные результаты. Сейчас разрабатываются подобные гидрогенераторы на напряжение 150 кВ, в будущем предполагается создание машин с номинальным напряжением 220 кВ.

Испытания изоляции вращающихся машин. На заводах-изготовителях изоляция статорных обмоток испытывается приложением повышенного напряжения и проверяется путем измерения сопротивления изоляции и коэффициента абсорбции. Испытаниям повышенным напряжением подвергаются вначале отдельные стержни или катушки перед укладкой в пазы, а затем — вся обмотка после сборки (пофазно). Величины испытательных напряжений 50 Гц устанавливаются по следующим правилам: номинальные напряжения до 3 кВ — $U_{исп} = 2U_{ном} + 1{,}0$ кВ; от 3 до 6 кВ — $U_{исп} = 2{,}5\ U_{ном}$; выше 6 кВ — $U_{исп} = 2\ U_{ном} + 3{,}0$ кВ. Время приложения испытательного напряжения 1 мин.

При приемо-сдаточных испытаниях испытательное напряжение принимается равным 75% заводского. При профилактических испытаниях $U_{исп} = (1{,}5 \div 1{,}7)\ U_{ном}$.

Сопротивление изоляции, МОм, при температуре 75°С должно быть не ниже определяемого по формуле

$$R = \frac{U_{ном}}{1000 + P_{ном}/100},$$

где $U_{ном}$ — номинальное напряжение, В; $P_{ном}$ — номинальная мощность, кВ·А.

Если измерения проводятся при иной температуре, то производится пересчет в предположении, что сопротивление изоляции повышается в 2 раза на каждые 18°С снижения температуры.

Коэффициент абсорбции должен быть в пределах 1,3—2,0.

Для проверки качества изоляции в условиях эксплуатации широко используются испытания постоянным повышенным напряжением $(2—3)U_{ном}$. Преимущества этого вида испытательного напряжения состоят в том, что оно, во-первых, распространяется и на лобовые части обмотки и, во-вторых, позволяет измерять токи утечки и абсорбции и выявлять увлажнение изоляции.

Увлажнение изоляции машины отражается также на емкости обмотки. Поэтому часто измеряют емкостные характеристики изоляции: зависимости емкости от температуры и частоты. В ряде случаев измеряются $\operatorname{tg}\delta$ и $\Delta \operatorname{tg}\delta$ изоляции при изменении напряжения от 0,5 $U_{ном}$ до 1,5 $U_{ном}$. Эти характеристики дают представление о степени старения изоляции, о наличии частичных разрядов и об увлажнении.

В последнее время на крупных генераторах проводятся измерения характеристик частичных разрядов для выявления стержней или катушек с расслоившейся изоляцией. Однако надежная методика таких измерений и нормы пока еще не разработаны.

Перенапряжения и защита от перенапряжений

ГЛАВА ДВЕНАДЦАТАЯ

МОЛНИЯ КАК ИСТОЧНИК ГРОЗОВЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

12-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Молния представляет собой разновидность газового разряда при очень большой длине искры. Общая длина канала молнии достигает нескольких километров, причем значительная часть этого канала находится внутри грозового облака. Из-за того, что в облаке образуется несколько изолированных друг от друга скоплений зарядов (в нижней части облака скапливаются преимущественно заряды отрицательной полярности), молния обычно бывает многократной, т. е. состоит из нескольких единичных разрядов, развивающихся по одному и тому же пути, причем каждый разряд, так же как и разряд, получаемый в лабораторных условиях, начинается лидерным и завершается обратным (главным) разрядом. Скорость опускания лидера первого единичного разряда примерно равна $1{,}5 \cdot 10^5$ м/с, скорости лидеров последующих разрядов достигают $2 \cdot 10^6$ м/с, а скорость обратного разряда изменяется в пределах $1{,}5 \cdot 10^7$—$1{,}5 \cdot 10^8$ м/с, т. е. от 0,05 до 0,5 скорости света.

Канал лидера, как и канал всякого стримера, заполнен плазмой, следовательно, обладает определенной проводимостью. Верхним концом лидерный канал соединен с одним из заряженных центров в облаке, поэтому часть зарядов этого центра стекает в канал лидера. Распределение заряда в канале должно быть неравномерным, возрастая к его концу. Однако некоторые косвенные измерения позволяют предположить, что абсолютная величина заряда на головке лидера невелика и в первом приближении канал можно считать равномерно заряженным с линейной плотностью зарядов σ (рис. 12-1, *а*). Общий заряд в канале лидера в этом случае равен $Q = \sigma l$, где l — длина канала, причем обычно значение его составляет около 10% значения заряда, стекающего в землю во время единичного разряда молнии. В 70—80% всех случаев этот заряд имеет отрицательную полярность.

По мере продвижения канала лидера под действием создаваемого им электрического поля в земле происходит смещение зарядов, причем заряды, противоположные по знаку зарядам лидера (обычно это положительные заряды), стремятся расположиться как можно ближе к головке лидерного канала. В случае однородного грунта эти заряды скапливаются непосредственно под лидерным каналом. Если грунт неоднородный и основная его часть обладает большим удельным сопротивлением, заряды сосредоточиваются в участках с повышенной проводимостью (реки, грунтовые воды). При наличии заземленных возвышающихся объектов (молниеотводы, дымовые

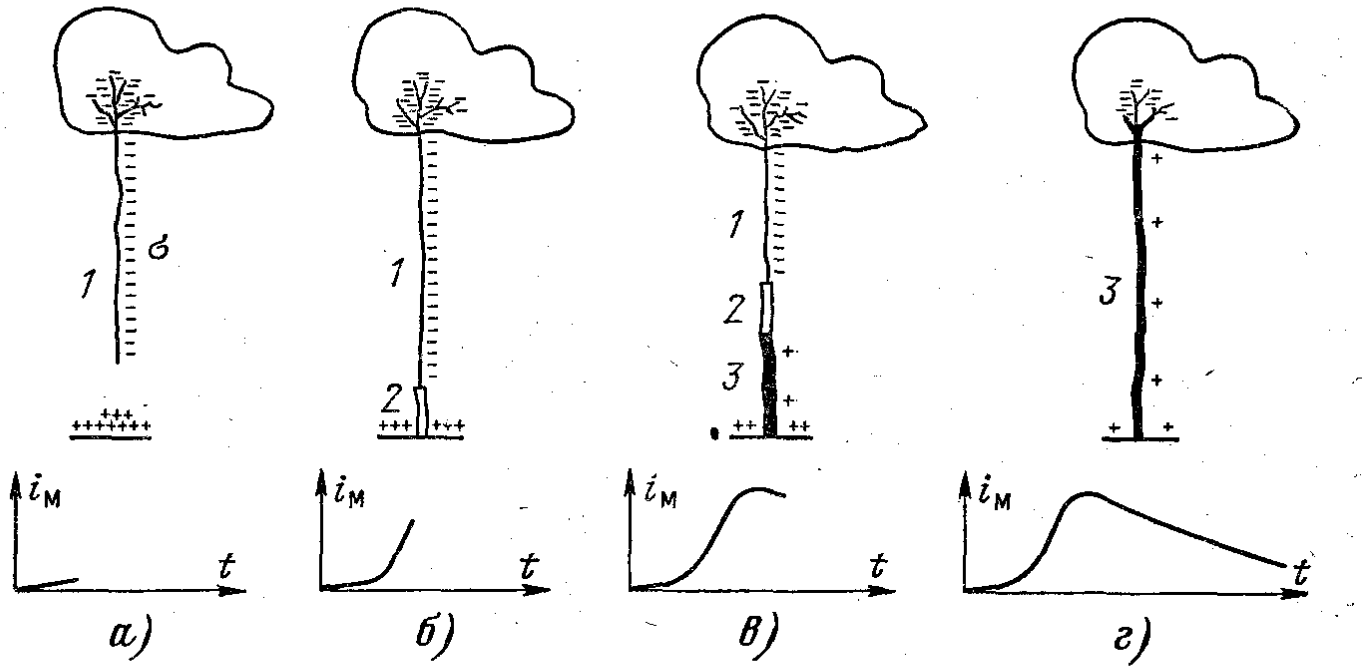


Рис. 12-1. Отдельные стадии развития обратного разряда и изменение во времени тока молнии.

а — последняя стадия лидерного разряда; *б* — возникновение зоны интенсивной ионизации вблизи поверхности земли; *в* — промежуточная стадия развития обратного разряда; *г* — заключительная стадия развития обратного разряда; *1* — канал лидера; *2* — зона перестройки канала; *3* — канал обратного разряда.

трубы, высокие здания, смоченные дождем деревья) заряды стягиваются к вершине объекта, создавая там значительную напряженность поля.

На первых стадиях развития лидерного канала напряженность электрического поля на его головке определяется собственными зарядами лидера и находящимися под облаком скоплениями объемных зарядов. Траектория движения лидера не связана с земными объектами. По мере опускания лидера все большее влияние начинают оказывать скопления зарядов на земле и возвышающихся объектах. Начиная с определенной высоты головки лидера *(высота ориентировки)*, напряженность поля по одному из направлений оказывается наибольшей, и происходит ориентирование лидера на один из наземных объектов. Естественно, что при этом преимущественно поражаются возвышающиеся объекты и участки земли с повышенной проводимостью *(избирательная поражаемость)*.

С очень высоких объектов навстречу лидеру развиваются встречные лидеры, наличие которых способствует ориентированию молнии на данный объект.

После того, как канал лидера достигнет земли или встречного лидера, начинается обратный разряд, во время которого канал лидера приобретает потенциал, практически равный потенциалу земли. На головке развивающегося вверх обратного разряда имеется область повышенной напряженности электрического поля, под действием которой происходит перестройка канала (рис. 12-1, *б*), сопровождающаяся увеличением плотности зарядов плазмы от 10^{13}—10^{14} до 10^{19}—10^{16} 1/м^3, благодаря чему проводимость канала увеличивается по крайней мере в 100 раз. Во время развития обратного разряда (рис. 12-1, *в*, *г*) через место удара проходит ток $i_м = \sigma v$, где v — скорость обратного разряда.

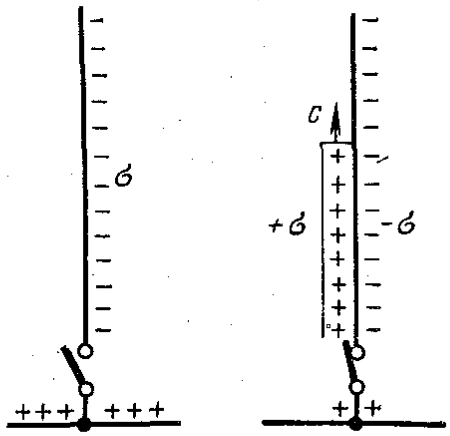


Рис. 12-2. Замыкание на землю вертикального заряженного провода (аналогия процессу перехода лидерного разряда молнии в обратный разряд).

Процесс, происходящий при переходе лидерного разряда в обратный разряд, во многом аналогичен процессу замыкания на землю вертикального заряженного провода (рис. 12-2). Если заряженный провод замыкается на землю через сопротивление r, то ток в месте заземления равен:

$$i = \sigma v \frac{z}{r+z}, \qquad (12\text{-}1)$$

где z — волновое сопротивление провода.

Таким образом, и при разряде молнии ток в месте удара будет равен σv только при сопротивлении заземления, равном нулю. При сопротивлениях заземления, отличных от нуля, ток в месте удара уменьшается. Количественно определить это уменьшение довольно трудно, так как волновое сопротивление канала молнии можно оценить лишь грубо приближенно. Имеются основания предполагать, что волновое сопротивление канала молнии уменьшается при увеличении тока, причем среднее значение примерно равно 200—300 Ом. В таком случае при изменении сопротивления заземления объекта от 0 до 30 Ом ток в объекте изменяется всего на 10%. Такие объекты в дальнейшем мы будем называть хорошо заземленными и считать, что через них проходит полный ток молнии $i_м = \sigma v$.

12-2. ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ МОЛНИИ. ИНТЕНСИВНОСТЬ ГРОЗОВОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ

Основной количественной характеристикой молнии является ток, протекающий через пораженный объект, который характеризуется максимальным значением $I_м$, средней крутизной фронта

$a = \left(\frac{di_м}{dt}\right)_{ср}$ и длительностью импульса $\tau_и$, которая равна времени уменьшения тока до половины максимального значения.

В настоящее время наибольшее количество данных имеется по максимальным значениям тока молнии, измерение которой осуществляется простейшими измерительными приборами — магниторегистраторами, которые представляют собой цилиндрические стерженьки, изготовленные из стальных опилок или проволочек, запрессованных в пластмассу. Магниторегистраторы укрепляются вблизи возвышающихся объектов (молниеотводы, опоры линий передач) и располагаются вдоль силовых линий магнитного поля, которое возникает при прохождении тока молнии через объект. Так как для изготовления регистраторов применяются материалы, обладающие большой коэрцитивной силой, они сохраняют большую остаточную намагниченность. Измеряя эту намагниченность, можно с помощью градуировочных кривых определить максимальное значение намагничивающего тока. Измерения магниторегистраторами не обеспечивают большой точности, однако этот недостаток частично компенсируется огромным количеством измерений, которые к настоящему времени исчисляются десятками тысяч.

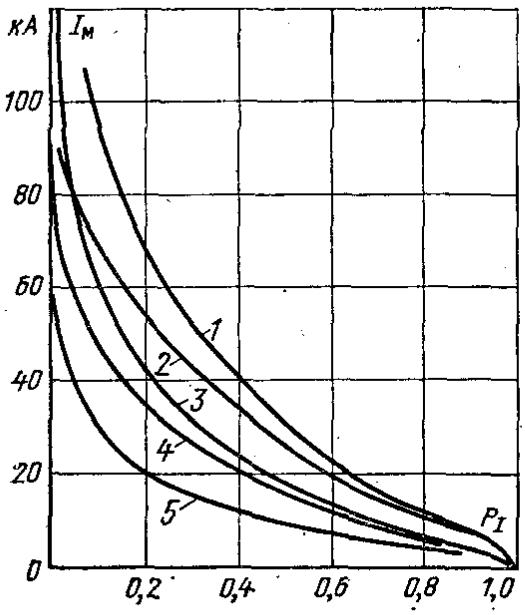


Рис. 12-3. Кривые вероятности токов молнии по рекомендациям различных авторов.

1 — по данным С. Шпора (Польша); *2* — по данным Льюиса и Фауста (США); *3* — по нормам, принятым в СССР; *4* — по рекомендациям Американского института инженеров-электриков; *5* — по данным измерений на американском небоскребе.

Располагая вблизи от поражаемого объекта рамку, замкнутую на индуктивную катушку, можно измерить крутизну тока молнии с помощью магниторегистратора, помещенного внутри катушки.

Измерения показали, что токи молнии изменяются в широких пределах от нескольких килоампер до сотен килоампер, поэтому результаты измерения представляются в виде кривых вероятностей (функций распределения) токов молнии, на которых по оси абсцисс откладывается вероятность появления токов молнии с максимальным значением, превышающим значение, указываемое ординатой.

На рис. 12-3 приведены кривые вероятности, полученные разными исследователями в различных странах мира. Все эти кривые имеют сходный характер, но довольно сильно отличаются друг от друга. Эти отличия определяются не столько климатическими условиями районов, где производились измерения токов молнии, сколько применявшейся методикой измерений и обработки опытных данных. В Советском Союзе при расчетах грозозащиты используется кривая *3*, которой приблизительно соответствует экспоненциальный

закон распределения вероятностей:

$$\left.\begin{aligned} P_I &= e^{-I_м/26} = 10^{-I_м/60} \\ \lg P_I &= -I_м/60, \end{aligned}\right\} \quad \text{или} \qquad (12\text{-}2)$$

где $I_м$ — максимальное значение тока молнии, кА; P_I — вероятность того, что максимальное значение тока молнии больше $I_м$.

Для горных местностей ординаты кривой *3* уменьшаются в 2 раза, так как при малых расстояниях от земли до облаков молния возникает при меньшей плотности зарядов в скоплениях, т. е. вероятность больших токов уменьшается.

Значительно большие трудности представляет экспериментальное определение крутизны и длительности импульса тока молнии, поэтому количество экспериментальных данных по этим параметрам относительно невелико.

Длительность импульса тока молнии в основном определяется временем распространения обратного разряда от земли до облака и в связи с этим изменяется в относительно узких пределах от 20 до 80—100 мкс. Средняя длительность импульса тока молнии близка к 50 мкс, что и определило выбор стандартного импульса (см. § 2-9).

Крутизна тока молнии на фронте изменяется в столь же широких пределах, что и амплитуда тока молнии, поэтому результаты измерения крутизны оформляются в виде кривых вероятности. Полученные экспериментально кривые также близки к экспоненциальному закону распределения. Наибольшее распространение получила следующая эмпирическая формула:

$$\left.\begin{aligned} P_a &= e^{-a/15,7} = 10^{-a/36} \\ \lg P_a &= -a/36, \end{aligned}\right\} \quad \text{или} \qquad (12\text{-}3)$$

где a — крутизна тока молнии, кА/мкс.

Для практических целей часто бывает недостаточно знать по отдельности вероятности крутизны и максимальных значений тока молнии, необходимо иметь сведения о связи этих величин друг с другом. Такие сведения могут быть получены только из одновременных регистраций этих двух параметров, которых к настоящему времени имеется всего несколько сотен. Эти немногочисленные регистрации показывают, что крутизна имеет тенденцию возрастать при увеличении максимального значения тока молнии, однако эта тенденция довольно слабо выражена. В дальнейших расчетах (гл. 17) эти величины в первом приближении принимаются независимыми.

Заряд, стекающий в землю во время многократной молнии, изменяется в пределах от долей кулона до 100 Кл и более. Среднее значение этого заряда близко к 20 Кл. Заряд, спускаемый в землю во время гроз, по-видимому, играет существенную роль в поддержании отрицательного заряда земли.

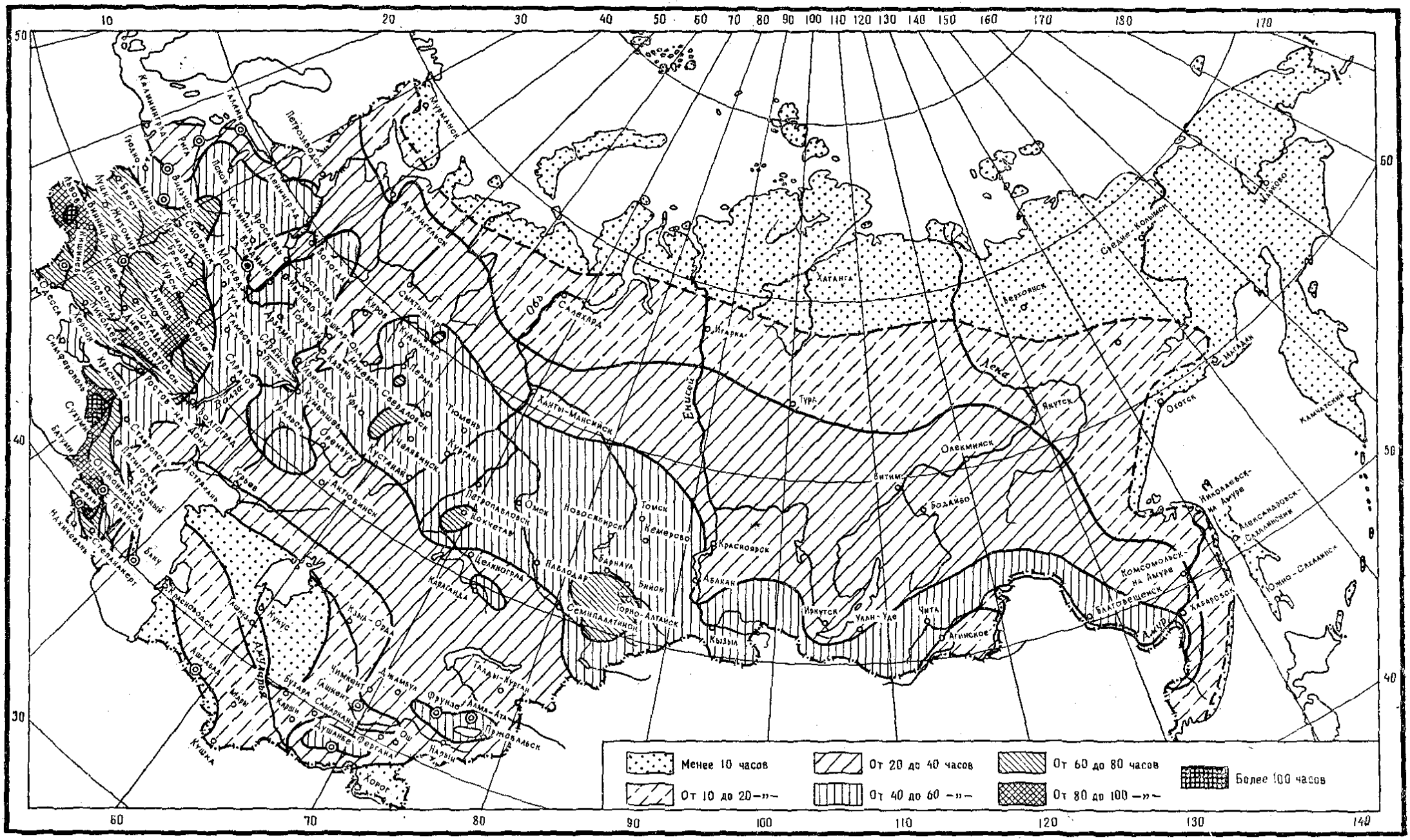


Рис. 12-4. Карта грозовой деятельности территории Советского Союза (среднегодовая продолжительность гроз в часах).

Интенсивность грозовой деятельности в различных климатических районах различается очень сильно. Как правило, количество гроз в течение года минимально в северных районах и постепенно увеличивается к югу, где повышенная влажность воздуха и высокая температура способствуют образованию грозовых облаков. Однако эта тенденция соблюдается не всегда. Существуют очаги грозовой деятельности и в средних широтах (например, в районе Киева), где создаются благоприятные условия для формирования местных гроз.

Интенсивность грозовой деятельности принято характеризовать числом грозовых дней в году или общей годовой продолжительностью гроз в часах. Последняя характеристика более правильна, так как число ударов молнии в землю зависит не от числа гроз, а от их общей продолжительности, однако пока эта характеристика принята только в Советском Союзе.

Число грозовых дней или часов в году определяется на основании многолетних наблюдений метеорологических станций, обобщение которых позволяет составить карты грозовой деятельности, на которые наносятся линии равной продолжительности гроз—изокеранические линии (рис. 12-4). Средняя продолжительность гроз за один грозовой день для территории Советского Союза составляет 1,5—2 ч.

По имеющимся данным, в районах с числом грозовых часов в году $n = 30$ 1 км^2 поверхности земли в среднем поражается 1 раз в 2 года, т. е. среднее число разрядов молнии в 1 км^2 поверхности земли за 1 грозовой час равно 0,067. Эти данные, позволяющие оценить частоту поражения молнией различных объектов, будут использованы в гл. 17, 18.

12-3. ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЕ ПОЛЕ КАНАЛА МОЛНИИ

Поскольку разряд молнии сопровождается перемещением в пространстве значительных электрических зарядов, он является источником сильного электромагнитного поля, которое описывается с помощью векторного $\mathbf{A}$ и скалярного φ электродинамических потенциалов:

$$\left.\begin{aligned} \mathbf{A} &= \frac{\mu\mu_0}{4\pi}\int\limits_{(V)} \frac{\delta\left(t-\frac{R}{c}\right)}{R}\,dV; \\ \varphi &= \frac{1}{4\pi\varepsilon\varepsilon_0}\int\limits_{(V)} \frac{q\left(t-\frac{R}{c}\right)}{R}\,dV. \end{aligned}\right\} \qquad (12\text{-}4)$$

В этих равенствах интегрирование ведется по объему V, заполненному зарядами с объемной плотностью q и токами с плотностью δ. Символы $\delta\left(t-\frac{R}{c}\right)$ и $q\left(t-\frac{R}{c}\right)$ означают, что учитывается запаздывание сигнала на время R/c от элементарного объема dV до точки, в которой ищется потенциал. Здесь R — расстоя-

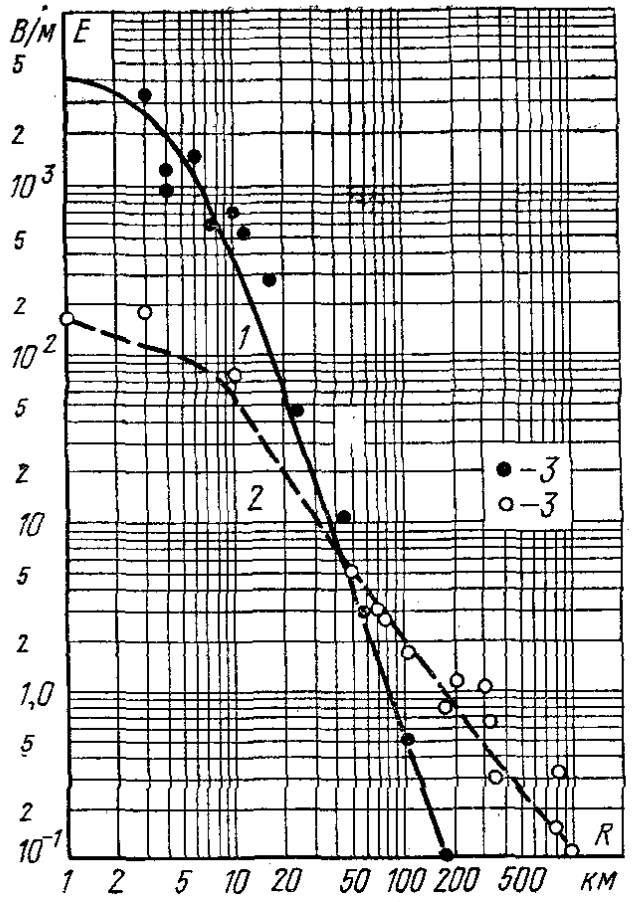


Рис. 12-5. Индуктированная молнией напряженность электрического поля у поверхности земли в зависимости от расстояния R до места удара.

1 — электрическая составляющая; *2* — магнитная составляющая; *3* — результаты непосредственных измерений.

ние от этой точки до dV; c — скорость света. Применительно к разряду молнии интегрирование должно проводиться вдоль канала, благодаря чему интегралы превращаются в линейные и вместо q и δ в подынтегральную функцию должны входить линейная плотность зарядов σ и ток в канале $i_м$.

С практической точки зрения наибольший интерес представляет связанная с электродинамическими потенциалами канала молнии напряженность электрического поля у поверхности земли, которая равна:

$$\mathbf{E} = -\operatorname{grad}\varphi - \partial\mathbf{A}/\partial t = \mathbf{E}_э + \mathbf{E}_м \quad (12\text{-}5)$$

Как видно, напряженность электрического поля складывается из двух составляющих — электрической $\mathbf{E}_э = -\operatorname{grad}\varphi$, определяемой распределением зарядов в пространстве, и магнитной $\mathbf{E}_м = -\partial\mathbf{A}/\partial t$, зависящей от скорости изменения во времени магнитного поля.

Индуктированное молнией электрическое поле вблизи земли, в особенности магнитная составляющая, содержит высокие частоты и является источником хорошо известных грозовых помех радиоприему. Поэтому имеется довольно большое число измерений напряженности электрического поля (так называемых «атмосфериков»), которые позволяют проверить изложенный выше подход к определению этой напряженности. На рис. 12-5 приведена зависимость электрической и магнитной составляющих индуктированного молнией электрического поля от расстояния между точкой наблюдения и местом удара молнии. Как видно, даже на расстоянии в сотни километров напряженность поля превышает уровень радиосигнала, который обычно имеет порядок нескольких милливольт на метр.

При очень малых расстояниях от места удара напряженность электрического поля может достигать весьма больших значений, благодаря чему на линиях электропередачи образуются так называемые индуктированные перенапряжения, которые будут кратко рассмотрены в гл. 17.

12-4. ТЕПЛОВЫЕ И МЕХАНИЧЕСКИЕ ВОЗДЕЙСТВИЯ МОЛНИИ

Хорошо известно, что удары молнии в наземные объекты часто сопровождаются пожарами и механическими разрушениями. Естественно, что средства защиты от молнии (молниеотводы, заземлители) должны выдерживать удары молнии самой большой интенсивности.

Количество тепла, выделяющегося в проводнике при прохождении тока многократной молнии, состоящей из m единичных разрядов, приблизительно равно:

$$Q = 0{,}24r\sum_{k=1}^{m} I_k q_k/2 \approx 0{,}12 I_{ср} r \sum_{k=1}^{m} q_k, \quad (12\text{-}6)$$

где I_k, q_k — средний ток, кА, и переносимый в землю заряд, Кл, во время k-го единичного разряда; $I_{ср}$ — средний ток многократной молнии, кА; Σq_k — общий заряд многократной молнии, Кл; r — активное сопротивление проводника с учетом поверхностного эффекта.

Температура, °С, до которой нагревается проводник, определяется как

$$t = \frac{Q}{sl\gamma c} = \frac{5k\rho I_{ср} \sum_{k=1}^{m} q_k}{s^2 \gamma c}, \qquad (12\text{-}7)$$

где s — сечение проводника, м²; l — длина проводника, м; γ — удельная масса проводника, кг/м³; c — удельная теплоемкость, кДж/(кг · °С); ρ — удельное сопротивление проводника, Ом · м; k — коэффициент, учитывающий влияние поверхностного эффекта.

Минимальное сечение проводника, обеспечивающее отсутствие его разрушения при прохождении тока молнии, обычно принимается равным 50 мм². Стальной проводник с таким сечением в течение 1 с нагревается до нескольких сотен градусов при наиболее интенсивных разрядах.

При прохождении тока молнии по системе проводников между ними возникают механические силы, которые могут быть подсчитаны по обычным формулам. Даже при наибольших токах молнии эти силы совершенно недостаточны для деформации опор линий электропередачи или молниеотводов.

При ударах молнии в объекты с плохой проводимостью (деревянные опоры, деревья, кирпичные здания и др.) могут возникать серьезные разрушения. Это связано с тем, что ток молнии преимущественно проходит по путям повышенной проводимости, которые обычно возникают во внутренних частях объекта благодаря его увлажнению. За счет нагревания и испарения влаги током молнии внутри объекта происходит резкое увеличение давления, которое и приводит к его разрушению.

ГЛАВА ТРИНАДЦАТАЯ

ВОЛНОВЫЕ ПРОЦЕССЫ В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ И ОБМОТКАХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

13-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

При ударе молнии в линию электропередачи на проводах создается высокое напряжение относительно земли, под действием которого в обе стороны от места удара вдоль линии распространяются электромагнитные волны. Так как при этом прямой ток каждой волны проходит по проводам, а обратный — по земле, распространение волн по линии при ударе молнии определяется параметрами нулевой последовательности, которые, однако, отличаются от параметров нулевой последовательности при промышленной частоте, так как при кратковременных импульсах ток в земле под влиянием поверхностного эффекта проходит на небольшой глубине.

Дойдя до подстанции, набегающие с линии волны создают напряжение на изоляции оборудования; для определения этого напряжения необходимо уметь рассчитывать деформацию волны при ее пробеге вдоль линии и ее преломление на элементах подстанции.

Электрические схемы современных подстанций весьма сложны, поэтому волновые процессы на подстанции обычно изучаются на моделях — так называемых анализаторах грозозащиты подстанций. Для качественной и приближенной количественной характеристики происходящих на подстанции процессов полезно проанализировать воздействие набегающих с линии волн на простейшие схемы, состоящие из активных сопротивлений, емкостей и индуктивностей.

При решении такой задачи, помимо составления расчетной схемы замещения, необходимо установить форму импульса воздействующего напряжения. При ударе молнии в линию напряжение на проводах имеет форму апериодического импульса. В зависимости от характера решаемой задачи обычно применяют один из трех более простых расчетных импульсов — прямоугольный импульс (рис. 13-1, *а*), импульс с косоугольным фронтом, который может быть представлен как разность двух бесконечных косоугольных импульсов, сдвинутых друг относительно друга на время $\tau_ф$ (рис. 13-1, *б*), экспоненциальный импульс (рис. 13-1, *в*).

Расчетный импульс с косоугольным фронтом используется в тех случаях, когда постоянная времени или период собственных колебаний соизмеримы с длительностью фронта, но много меньше длительности импульса; при этих условиях крутизна или амплитуда напряжения на выходе схемы зависят от длительности фронта и практически не зависят от длительности импульса, которая может быть принята бесконечно большой.

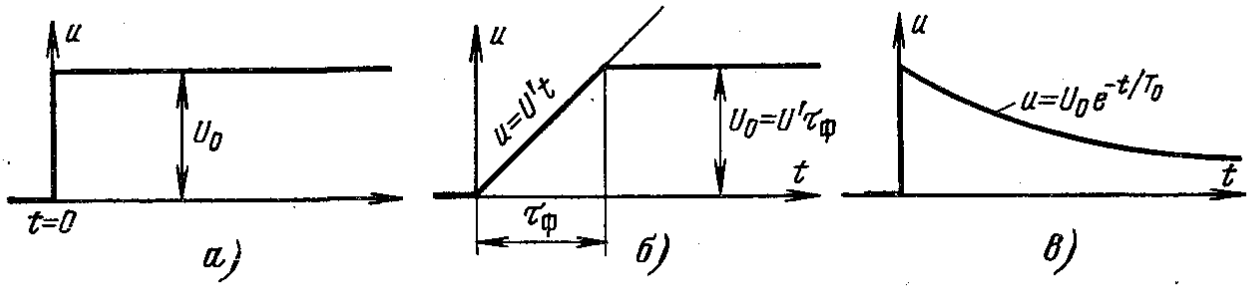


Рис. 13-1. Расчетные формы импульсов.

Расчетный экспоненциальный импульс применяется тогда, когда постоянная времени или период собственных колебаний схемы много больше длительности фронта, но соизмеримы с длительностью импульса; в этом случае длительность фронта практически не влияет на крутизну и амплитуду напряжения на выходе схемы, которые зависят от длительности импульса; поэтому фронт импульса может быть принят прямоугольным.

Если с помощью модели или путем анализа упрощенной схемы замещения будет найдено напряжение на выводах трансформатора или вращающейся машины (генератора, двигателя) то задача отыскания напряжений на отдельных элементах изоляции еще не будет решена полностью, так как в обмотках трансформатора или вращающейся машины возникает переходный процесс, в ходе которого напряжения на отдельных частях обмотки могут существенно отличаться от напряжения на зажимах. Поэтому анализ переходных процессов в обмотках является неотъемлемой составной частью расчета грозозащиты подстанций или станций.

13-2. ДЕФОРМАЦИЯ ВОЛН В ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Затухание и изменение формы волн в линиях происходят за счет потерь в активных сопротивлениях и проводимостях. В линиях электропередачи активные потери малы даже для схем нулевой последовательности, в которые входит активное сопротивление земли, значительно превышающее активное сопротивление проводов. Поэтому, если речь идет о длинах пробега волны, примерно равных нескольким километрам, с которыми обычно приходится иметь дело при решении вопросов грозозащиты, деформация и затухание волн под действием активных сопротивлений пренебрежимо малы.

Основным источником деформации волн в линиях высокого напряжения является коронный разряд, который возникает, если напряжение распространяющейся волны превышает критическое.

Импульсная корона, так же как и корона переменного тока, имеет стримерную структуру, т. е. состоит из ряда проводящих каналов. Плотность тока в этих каналах пропорциональна крутизне изменения напряжения и на несколько порядков выше, чем при напряжении промышленной частоты. Прохождение относительно большого импульсного тока по каналам стримеров вызывает их нагревание до

2000—3000°С и снижение напряженности, необходимой для поддержания ударной ионизации, до 3—4 кВ/см. Таким образом, импульсная корона отличается от стационарной низким радиальным градиентом в области ионизации и высокой радиальной проводимостью. Стримерная структура коронного чехла исключает возможность прохождения тока в осевом направлении, так как отдельные каналы в чехле короны не соприкасаются друг с другом; поэтому продольный ток линии проходит только по проводам и корона не оказывает влияния на индуктивность линии. Но благодаря наличию радиальной проводимости емкость линии возрастает.

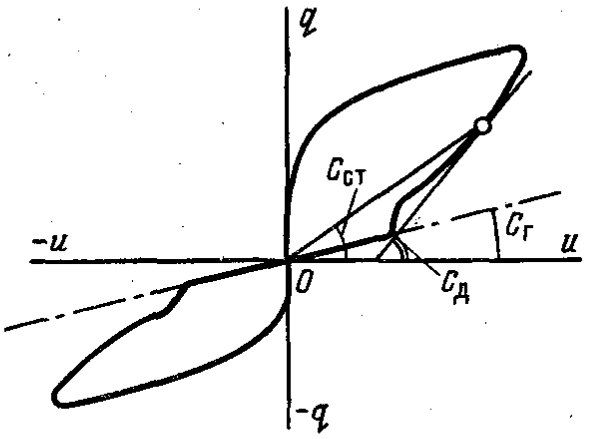


Рис. 13-2. Вид вольт-кулоновой характеристики импульсной короны при положительной и отрицательной полярностях провода.

На рис. 13-2 показана зависимость заряда коронирующей линии от напряжения (вольт-кулоновая характеристика) при апериодическом импульсе. Наклон прямой, соответствующей изменению заряда при напряжении ниже коронного $U_к$, пропорционален геометрической емкости линии. При наличии короны можно ввести понятие статической емкости $C_{ст} = q/u$ и динамической емкости $C_д = dq/du$; наклон соответствующих прямых показан на рисунке.

Представим чехол короны в виде проводящего цилиндра с радиусом $r_к$. Тогда удельная емкость $C'_{ст}$ и средняя напряженность на периферии чехла короны $e_{ср}$ равны:

$$C'_{ст} = 2\pi\varepsilon\varepsilon_0 \frac{1}{\ln \frac{2h}{r_к}}; \tag{13-1}$$

$$e_{ср} = \frac{u}{r_к \ln \frac{2h}{r_к}}. \tag{13-2}$$

Из (13-1) и (13-2) можно найти выражение для удельной динамической емкости:

$$C'_д = dq/du = \frac{d\left(C'_{ст}u\right)}{du} = 2\pi\varepsilon\varepsilon_0 \frac{d\left(e_{ср}r_к\right)}{d\left(e_{ср}r_к \ln \frac{2h}{r_к}\right)} = 2\pi\varepsilon\varepsilon_0 \frac{1}{\left(\ln \frac{2h}{r_к}\right) - 1}. \tag{13-1а}$$

Анализ вольт-кулоновых характеристик для различных проводов и значений напряжения позволяет из (13-1) определить $r_к$, а затем $e_{ср}$ из (13-2). При этом оказывается, что $e_{ср}$ является практически неизменной величиной и зависит только от полярности. Постоянство $e_{ср}$ дает возможность находить $r_к$, а следовательно, и $C_д$ для любых геометрических размеров линии, не прибегая к построению вольт-кулоновых характеристик.

Можно принять $e_{ср} = E_{ср} = 9$ кВ/см для положительной полярности и 21 кВ/см для отрицательной полярности. В качестве расчетной обычно берется отрицательная полярность, так как, во-первых, большинство ударов молнии отрицательно, во-вторых, при отрицательной полярности корона развивается менее интенсивно.

Так как при наличии короны все остальные источники активных потерь отступают на задний план, в дифференциальных уравнениях длинной линии можно пренебречь активным сопротивлением и проводимостью, после чего они принимают вид:

$$\left.\begin{aligned} -\frac{\partial u}{\partial x} &= L' \frac{\partial i}{\partial t}; \\ -\frac{\partial i}{\partial x} &= \frac{\partial q}{\partial t} = \frac{dq}{du}\frac{\partial u}{\partial t} = C'_д \frac{\partial u}{\partial t}. \end{aligned}\right\} \tag{13-3}$$

Система уравнений (13-3) имеет ту же структуру, что и для линии без потерь, поэтому решение этой системы можно представить в форме

$$u = f(x - vt),$$

где $v = 1/\sqrt{L'C'_д}$ — фазовая скорость.

В отличие от линий без потерь скорость v не является постоянной величиной, а зависит от напряжения. Именно это обстоятельство и обусловливает деформацию волны под действием короны.

Для того чтобы проанализировать эту деформацию, разобьем условно движущуюся волну на элементарные волны du_i (рис. 13-3), каждая из которых распространяется со своей скоростью v_i, определяемой напряжением u_i и соответствующим значением динамической емкости $C'_д = f(u)$.

По мере продвижения волны вдоль линии при $u_i > U_к$ «верхние» участки волны будут постепенно отставать от «нижних», так как с ростом напряжения фазовая скорость v уменьшается ($C'_д$ растет). Благодаря этому происходит пока-

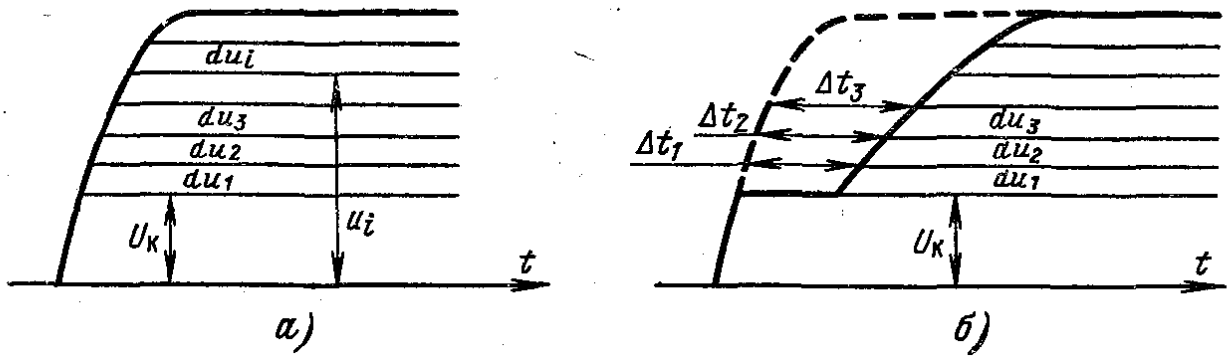


Рис. 13-3. Деформация фронта волны в коронирующей линии.

а — волна в начале линии; *б* — волна после пробега некоторого пути l (пунктиром показана форма недеформированной волны).

занная на рис. 13-3 деформация фронта волны. Деформация волны на спаде таким методом определена быть не может, однако она обычно невелика и особого практического значения не имеет.

Если волна прошла по линии путь l, то время, на которое «запаздывает» участок фронта волны с мгновенным значением напряжения u, равно:

$$\Delta t = \frac{l}{v} - \frac{l}{c} = \frac{l}{c}\,\frac{1-\beta}{\beta}, \qquad (13\text{-}4)$$

где $$\beta = v/c = \sqrt{L'C'_г}/\sqrt{L'C'_д} = \sqrt{C'_г/C'_д};$$

$c = 300$ м/мкс — скорость света.

При $u = U_{макс}$

$$\Delta t = \Delta\tau_ф\, l. \qquad (13\text{-}4а)$$

Определяя $r_к$ из (13-2) графоаналитическим путем и находя затем $C'_д$ из (13-1а) и β, после упрощений можно получить приближенную формулу

$$\beta \approx 1{,}16\sqrt{\lg\frac{1{,}5hE_{ср}}{u}\Big/\lg\frac{2h}{r_{пр}}}, \qquad (13\text{-}5)$$

где h — высота подвески провода, см; $r_{пр}$ — радиус провода, см; u — мгновенное значение напряжения движущейся волны, кВ; $E_{ср} = 21$ кВ/см.

На рис. 13-4 представлены осциллограммы волн, полученных в опытах на реальной линии при отрицательной полярности. Пунктиром показан расчетный фронт, полученный путем смещения мгновенных значений напряжения на фронте исходной волны на Δt. Это построение продолжается до тех пор, пока кривая

нового фронта не пересечется со спадом исходной волны. Из построения и из опыта следует, что волны конечной длины не только испытывают деформацию фронта, но и затухание под действием короны. Особенно сильно затухают короткие и срезанные волны.

На рис. 13-5 показана построенная с помощью (13-4), (13-4а) и (13-5) зависимость смещения $\Delta\tau_ф$ фронта волны от напряжения для линий с различными геометрическими размерами при пути в 1 км, пройденном волной. Из кривых видно, что деформация фронта увеличивается при уменьшении высоты подвеса проводов

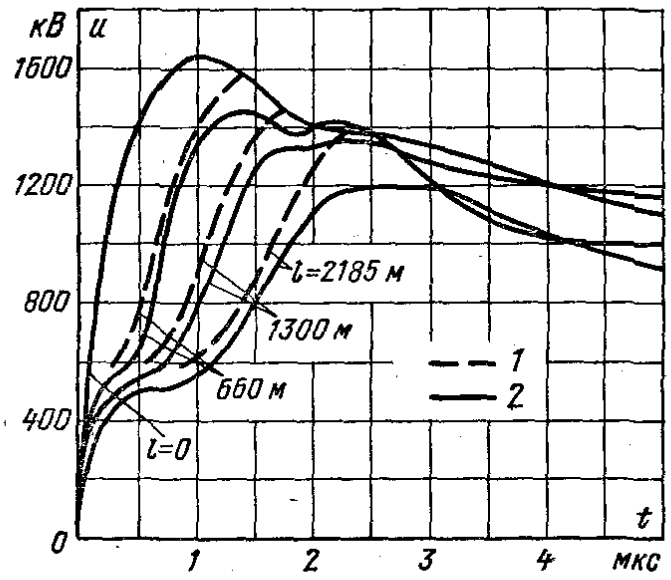


Рис. 13-4. Искажение импульсной волны под действием короны при отрицательной полярности.

1 — опыт; *2* — расчет; $r = 0{,}25$ см, $h = 12$ м.

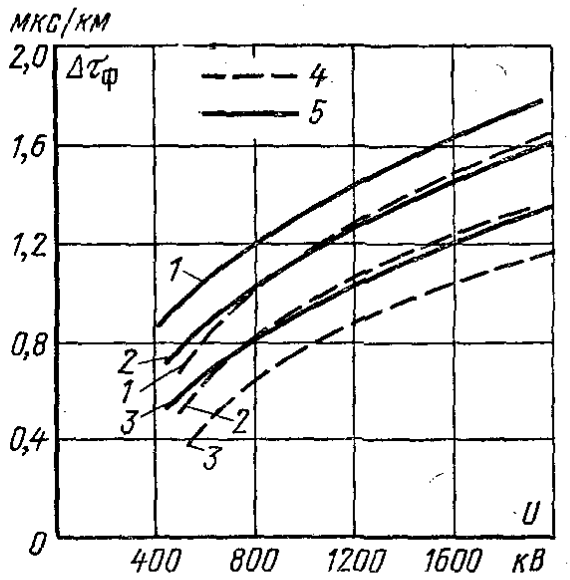


Рис. 13-5. Зависимость смещения фронта деформированной под действием короны волны от напряжения при пробеге $l = 1$ км.

1 — $r = 0{,}25$ см; *2* — $r = 0{,}5$ см; *3* — $r = 1{,}0$ см; *4* — $h = 20$ м; *5* — $h = 10$ м.

линии h и уменьшении радиуса провода $r_{пр}$. Это вполне естественно, так как в обоих случаях при заданном напряжении u увеличивается напряженность поля на поверхности провода $e_r = u/r_{пр} \ln \frac{2h}{r_{пр}}$, а следовательно, улучшаются условия образования короны.

Из этих же кривых следует, что при пробеге в 1 км смещение фронта волны $\Delta\tau_ф$ может превышать 1 мкс, что в ряде случаев является весьма существенным. При пробегах 100—200 м смещение фронта волны примерно равно 0,1—0,2 мкс, поэтому при малых пробегах деформация фронта волны несущественна и можно приближенно считать, что потери на линии отсутствуют.

13-3. ОТРАЖЕНИЕ И ПРЕЛОМЛЕНИЕ ВОЛН В ПРОСТЕЙШИХ СХЕМАХ

Схема замещения. Как известно из курса теоретических основ электротехники, для расчета напряжения на произвольном сопротивлении $z(p)$, включенном в конце линии без потерь (рис. 13-6, *а*), справедлива схема замещения рис. 13-6, *б*, в которой э. д. с. источника равна удвоенному напряжению падающей волны, внутреннее сопротивление источника равно волновому сопротивлению линии z и к зажимам источника подключено сопротивление $z(p)$. Если $z(p)$ записано в операторной форме, то изображение напряжения на сопротивлении $z(p)$ равно:

$$U_2(p) = \frac{2U(p)\,z(p)}{z(p) + z}, \qquad (13\text{-}6)$$

где $U(p)$ — изображение напряжения падающей волны.

Изображение отраженной волны напряжения, т. е. волны напряжения, двигающейся от конца линии в обратном направлении, имеет вид:

$$U_{\text{отр}}(p)=U_2(p)-U(p)=U(p)\frac{z(p)-z}{z(p)+z}. \qquad (13\text{-}7)$$

Для перехода от изображений к оригиналам, т. е. к функциям времени, следует воспользоваться таблицами или теоремой разложения.

Активные сопротивления и отходящие линии. Если в конце линии включено активное сопротивление r, то пользоваться операторным методом нет необходимости и напряжение в конце линии

$$u_2(t)=2u(t)\,r/(r+z)=\alpha u(t), \qquad (13\text{-}8)$$

где $\alpha=2r/(r+z)$ — коэффициент преломления. Закон изменения этого напряжения во времени соответствует закону изменения во времени падающей волны.

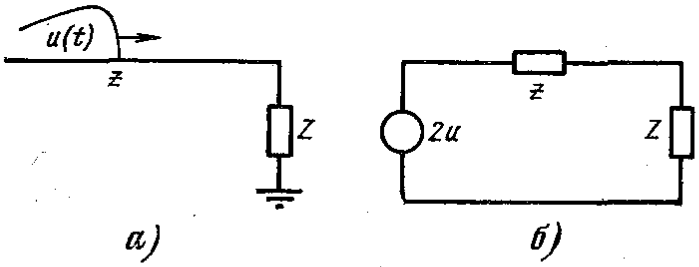


Рис. 13-6. Падение волны $u(t)$ на конец линии ($а$) и схема замещения ($б$).

Схема на рис. 13-7 соответствует случаю, когда от подстанции отходит n линий, и по одной из них на подстанцию падает волна напряжения произвольной формы. Как известно, бесконечно длинные линии в схемах замещения представляются в виде активных сопротивлений, равных по величине волновым сопротивлениям линий z. Если все линии рис. 13-7 обладают одинаковыми волновыми сопротивлениями, то напряжение на шинах

$$u_2(t)=\frac{2u(t)\,z/(n-1)}{z/(n-1)+z}=\frac{2}{n}u(t). \qquad (13\text{-}9)$$

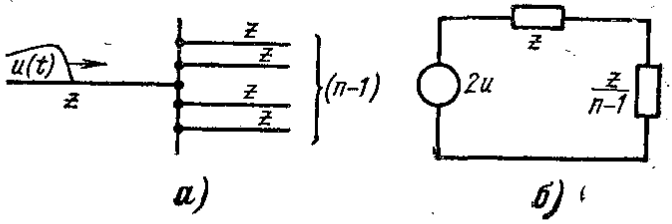


Рис. 13-7. Падение волны $u(t)$ на шины подстанции ($а$) и схема замещения ($б$).

Таким образом, при $n=1$ (тупиковая подстанция) напряжение на шинах равно удвоенному напряжению падающей волны. При $n=2$ $u_2(t)=u(t)$, при $n>2$ напряжение на шинах меньше напряжения падающей волны.

Из этого простого примера следует, что тупиковый режим работы подстанции, когда от ее шин отходит только одна линия, является наиболее неблагоприятным. Напротив, большое число отходящих линий способствует снижению напряжения на шинах.

Емкость на шинах подстанции. Допустим, что в схеме на рис. 13-7, $а$ на шинах включена емкость C. Тогда мы получим схему замещения, приведенную на рис. 13-8, $а$.

Так как сопротивление емкости в операторной форме равно $1/pC$, для изображения напряжения на шинах получим:

$$U_2(p)=\frac{2U(p)\dfrac{z_2/pc}{z_2+1/pc}}{z_1+\dfrac{z_2/pc}{z_2+1/pc}}=U(p)\,\frac{\alpha_{12}}{T}\,\frac{1}{p+\dfrac{1}{T}}, \qquad (13\text{-}10)$$

где $T=C\dfrac{z_1z_2}{z_1+z_2}$ — постоянная времени цепи; $\alpha_{12}=\dfrac{2z_2}{z_1+z_2}$ — коэффициент преломления при переходе волны с z_1 на z_2.

При *прямоугольной единичной волне* $u(t)=1$ и $U(p)=1/p$ по таблицам обратного преобразования находим:

$$u_2(t)=\alpha_{12}\left(1-e^{-t/T}\right)=\varphi(t). \qquad (13\text{-}10а)$$

Для получения решения при *волне с косоугольным фронтом* с длительностью фронта $\tau_ф$, крутизной U' и максимальным значением U_0 целесообразно применить принцип наложения, представив эту волну в виде двух бесконечно возрастающих

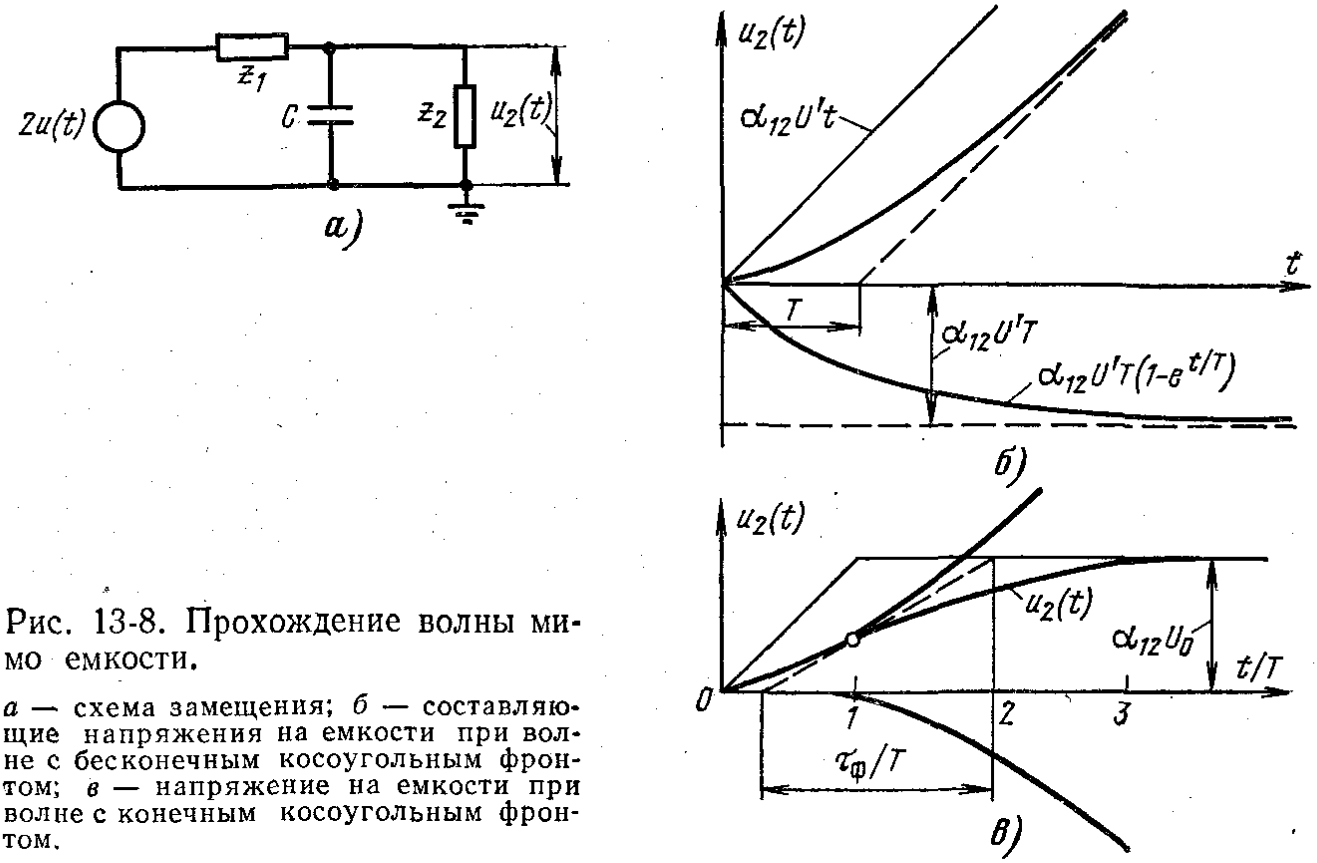


Рис. 13-8. Прохождение волны мимо емкости.

а — схема замещения; *б* — составляющие напряжения на емкости при волне с бесконечным косоугольным фронтом; *в* — напряжение на емкости при волне с конечным косоугольным фронтом.

косоугольных волн (рис. 13-1, *б*). Напряжение $u_2(t)$ при бесконечной косоугольной волне, т. е. при $t < \tau_ф$, когда $u = U't$ и $U(p) = U'/p^2$, можно получить по таблицам или с помощью интеграла Дюамеля:

$$u_2(t) = u(0)\,\varphi(t) + \int_0^t \varphi(\tau)\frac{d}{dt}u(t-\tau)\,d\tau = \int_0^t U'\alpha_{12}\left(1-e^{-\tau/T}\right)d\tau =$$

$$= \alpha_{12}U'\left[t - T\left(1-e^{-t/T}\right)\right] = \alpha_{12}\frac{U_0}{\tau_ф}\left[t - T\left(1-e^{-t/T}\right)\right]. \quad (13\text{-}11)$$

Отдельные составляющие и результирующее напряжение приведены на рис. 13-8, *б*.

Для того чтобы получить напряжение на шинах при $t \geqslant \tau_ф$, необходимо на (13-11) наложить аналогичное решение для отрицательной косоугольной волны, сдвинутое на время $\tau_ф$ в сторону запаздывания (рис. 13-8, *в*). Таким образом, емкость на шинах приводит к сглаживанию фронта волны. Если длительность фронта напряжения $u_2(t)$ определять по наклону касательной в точке максимальной крутизны напряжения, как это показано на рис. 13-8, *в*, то длительность эквивалентного фронта

$$\tau_э = \frac{\alpha_{12}U'\tau_ф}{(du_2/dt)_{макс}} = \frac{\alpha_{12}U'\tau_ф}{\alpha_{12}U'\left(1-e^{-\tau_ф/t}\right)} = \frac{\tau_ф}{1-e^{-\tau_ф/T}}. \quad (13\text{-}12)$$

Из (13-12) следует, что существенное увеличение длительности фронта наблюдается, если постоянная времени схемы $T = C\dfrac{z_1 z_2}{z_1 + z_2}$ имеет тот же порядок или больше длительности фронта падающей волны. При $\tau_ф = 3T$ фронт волны при прохождении мимо емкости практически не изменяется.

Учет влияния длительности волны на напряжение $u_2(t)$ удобно осуществить, используя экспоненциальный расчетный импульс $u(t) = U_0 e^{-t/T_0}$, где $T_0 = \tau_и/0{,}7$.

Изображение этого импульса $U(p) = \frac{U_0}{p + 1/T_0}$, а изображение напряжения на емкости

$$U_2(p) = U_0 \frac{\alpha_{12}}{T} \frac{1}{p + 1/T} \frac{1}{p + 1/T_0}. \qquad (13\text{-}13)$$

Переход к оригиналу дает:

$$u_2(t) = \alpha_{12} U_0 \frac{T_0}{T_0 - T} \left(e^{-t/T_0} - e^{-t/T}\right). \qquad (13\text{-}13а)$$

Кривая напряжения на емкости представлена на рис. 13-9, *а*. Приравнивая нулю производную от (13-13а), можно после преобразований найти максимальное значение напряжения, которое оказывается равным:

$$U_{2\,\text{макс}} = \alpha_{12} U_0 (T/T_0)^{1 \Big/ \left(\frac{T_0}{T} - 1\right)} \qquad (13\text{-}13б)$$

Подсчитанная по этой формуле зависимость отношения $U_{2\text{макс}}/\alpha_{12}U_0$ от T/T_0 показана на рис. 13-9, *б*. Как видно из графика, при очень длинных волнах (T_0

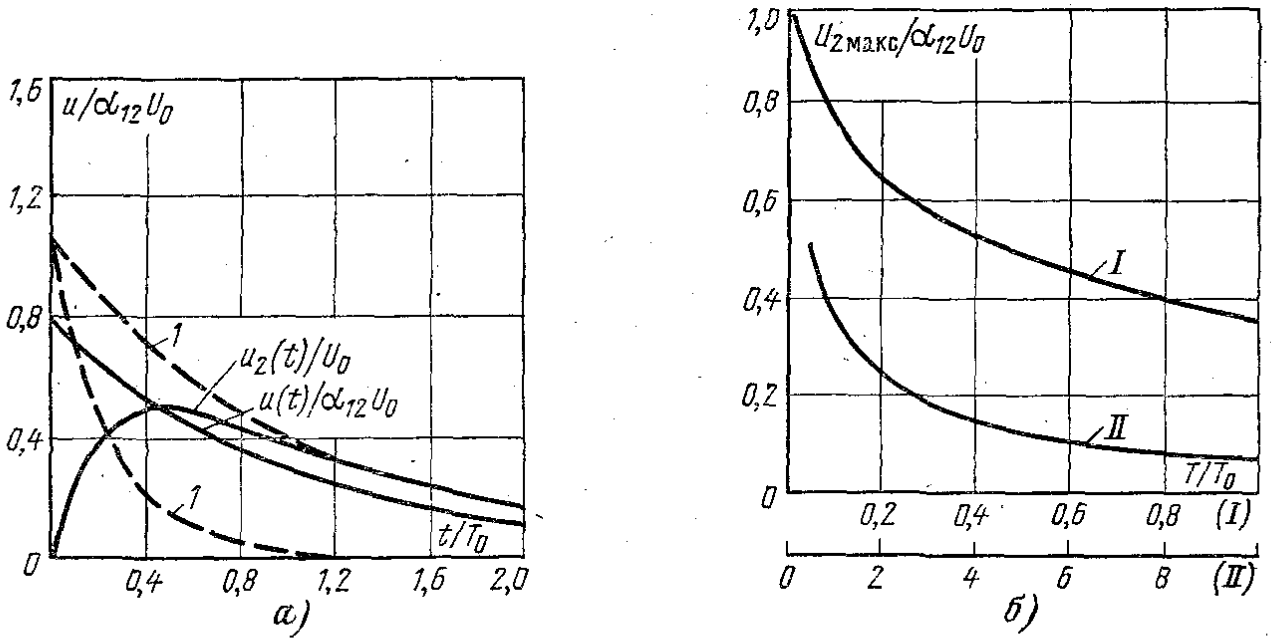


Рис. 13-9. Прохождение экспоненциальной волны мимо емкости.

а — построение кривой напряжения на емкости; *б* — относительное снижение максимального значения напряжения на емкости; *1* — составляющие $u_2(t)/U_0$.

велико) или очень малых емкостях (T мало) напряжение на шинах имеет практически такое же значение, как и при отсутствии емкости: $U_{2\text{макс}} \cong \alpha_{12}U_0$. Если постоянная времени схемы соизмерима с постоянной времени падающей волны ($T > 0{,}5\ T_0$), емкость снижает максимальное напряжение на шинах более чем в 2 раза.

Индуктивность, включенная между двумя линиями. На рис. 13-10, *а* изображена исходная схема, а на рис. 13-10, *б* — схема замещения. Рассматриваемая схема может соответствовать случаю, когда на подстанции установлен реактор. Аналогичная схема получается при ударе молнии в вершину молниеотвода или опоры; в этом случае z_1 — волновое сопротивление канала молнии, L — индуктивность молниеотвода или опоры, $z_2 = r$ — сопротивление заземления.

Изображение напряжения за индуктивностью

$$U_2(p) = \frac{2U(p)\, z_2}{pL + z_1 + z_2} = U(p)\, \alpha_{12} \frac{1}{T} \frac{1}{p + 1/T}, \qquad (13\text{-}14)$$

где $T = L/(z_1 + z_2)$ — постоянная времени схемы.

Это выражение совпадает с (13-10) для схемы с емкостью, но постоянная времени имеет другое выражение. Следовательно, индуктивность, включенная последовательно между двумя линиями, оказывает такое же влияние на проходящую волны, как емкость, включенная параллельно на стыке двух линий, т. е.

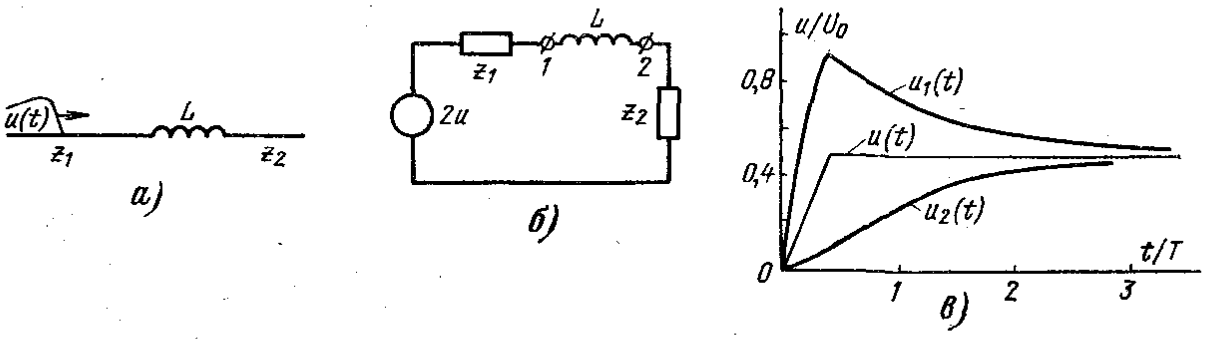


Рис. 13-10. Прохождение волны через индуктивность, включенную между двумя линиями.

существенно сглаживает фронт волны, если $T > \tau_ф$, и снижает максимальное значение, если постоянная времени схемы соизмерима с длиной падающей волны.

Напряжение $u_1(t)$ в точке *1* схемы на рис. 13-9 отличается от напряжения проходящей волны:

$$u_1(t) = u_2(t) + L\frac{di}{dt} = u_2(t) + \frac{L}{z_2}\frac{du_2}{dt}.$$

Например, для *прямоугольной волны*

$$u_1(t) = U_0(\alpha_{12} + \alpha_{21}e^{-t/T}), \qquad (13\text{-}15)$$

где $\alpha_{21} = \dfrac{2z_1}{z_1+z_2}$, причем $\alpha_{12} + \alpha_{21} = 2$.

Для *волны с косоугольным фронтом* при $t < \tau_ф$

$$u_1(t) = U'[\alpha_{12}t + \alpha_{21}T(1 - e^{-t/T})]. \qquad (13\text{-}16)$$

За пределами фронта напряжение перед индуктивностью $u_1(t)$ получается путем наложения двух волн разных знаков, сдвинутых на время $\tau_ф$.

На рис. 13-10, *б* показано напряжение в точках *1* и *2* схемы при падении волны с косоугольным фронтом для частного случая $z_1 = z_2 = z$ ($\alpha_{12} = \alpha_{21} = 1$). Как видно из графика, напряжение в точке *1* содержит характерный всплеск, равный:

$$U_{1макс} = U_0\left[\alpha_{12} + \alpha_{21}\frac{T}{\tau_ф}\left(1 - e^{-\tau_ф/T}\right)\right]. \qquad (13\text{-}17)$$

При малых $\tau_ф/T$ $U_{1макс}$ стремится к удвоенному максимальному значению падающей волны.

К о л е б а т е л ь н ы й к о н т у р. Рассмотрим часто встречающуюся схему, приведенную на рис. 13-11, *а*, когда колебательный контур без потерь непосредственно подключается к источнику с напряжением $u(t)$.

Изображение напряжения на емкости колебательного контура в общем случае:

$$U_2(p) = \frac{U(p)/pC}{pL + 1/pC} = \frac{U(p)}{1 + p^2LC} = \frac{U(p)\,\omega^2}{p^2 + \omega^2}, \qquad (13\text{-}18)$$

где $\omega = 1/\sqrt{LC}$ — собственная частота колебаний.

При *прямоугольной единичной* волне напряжения ($U(p) = 1/p$) напряжение на емкости колебательного контура

$$u_C(t) = (1 - \cos\omega t) = \varphi(t) \qquad (13\text{-}19)$$

изменяется по косинусоиде между $u = 0$ и $u = 2$.

Напряжение при **косоугольной волне** для времени $t < \tau_ф$ можно получить с помощью интеграла Дюамеля, учитывая, что $u(0) = 0$ и $\frac{d}{dt} u(t - \tau) = U'$:

$$u_C(t) = U' \int_0^t (1 - \cos \omega\tau)\, d\tau = U't - \frac{U'}{\omega} \sin \omega t. \qquad (13\text{-}20)$$

Для времени $t > \tau_ф$ следует, как это было сделано раньше, применить принцип наложения:

$$u_C(t) = U't - \frac{U'}{\omega} \sin \omega t - U'(t - \tau_ф) + \frac{U'}{\omega} \sin \omega (t - \tau_ф) =$$

$$= U_0 \left[1 - \frac{\sin \frac{\pi\tau_ф}{T}}{\pi\tau_ф/T} \cdot \cos \omega (t - \tau_ф/2) \right]. \qquad (13\text{-}21)$$

где $T = 2\pi/\omega$ — период собственных колебаний контура.

Модуль величины $U_0 \frac{\sin \frac{\pi\tau_ф}{T}}{\pi\tau_ф/T}$ представляет собой амплитуду свободных колебаний, накладывающихся на напряжение падающей волны $U_0 = U'\tau_ф$, а максимальное напряжение на емкости равно:

$$U_{C\,макс} = U_0 \left(1 + \left| \frac{\sin \frac{\pi\tau_ф}{T}}{\pi\tau_ф/T} \right| \right). \qquad (13\text{-}21а)$$

На рис. 13-11, *б* показана зависимость $U_{C\,макс}$ от отношения $\tau_ф/T$. Своеобразный характер этой зависимости связан с наличием резкого излома в кривой

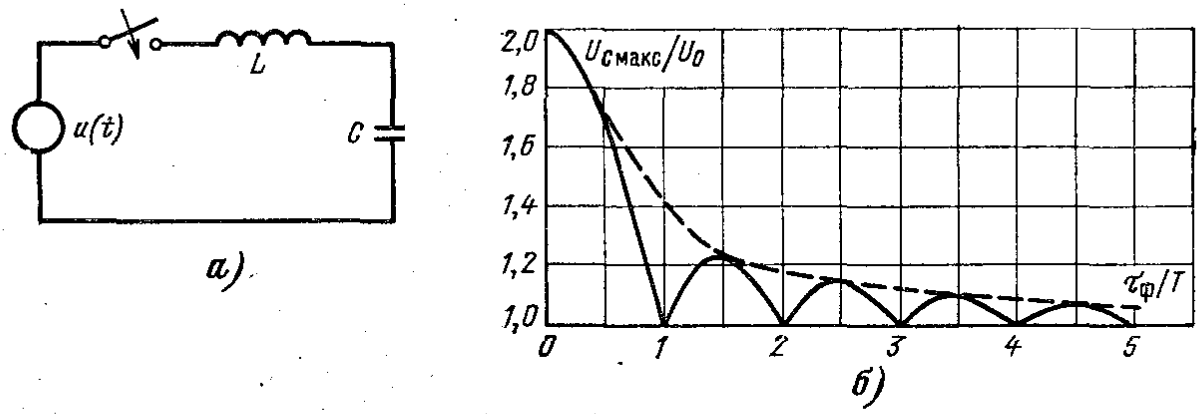


Рис. 13-11. Включение колебательного контура без потерь к источнику напряжения.

а — схема; *б* — зависимость максимального напряжения на емкости от отношения $\tau_ф/T$ при импульсе с косоугольным фронтом.

воздействующего напряжения в момент $t = \tau_ф$. Так как волна с косоугольным фронтом представляет собой определенную идеализацию реальных волн, обычно предпочитают пользоваться показанной на рис. 13-11, *б* пунктирной кривой, которая является огибающей наибольших значений $U_{C\,макс}$.

При экспоненциальной волне $\left(u = U_0 e^{-t/T_0};\quad U(p) = \frac{U_0}{p + 1/T_0} \right)$ напряжение на емкости колебательного контура может быть получено с помощью интеграла

Дюамеля или по таблицам:

$$u_C(t) = U_0\left[\frac{\omega^2}{\omega^2+1/T_0^2}\,e^{-t/T_0} - \frac{\omega}{\sqrt{\omega^2+1/T_0^2}}\cos(\omega t+\varphi)\right], \qquad (13\text{-}22)$$

где $\varphi = \operatorname{arctg}\dfrac{1}{\omega T_0}$.

На рис. 13-12, *а* представлены составляющие напряжения на емкости и результирующая кривая. Максимум напряжения на емкости наступает приблизительно

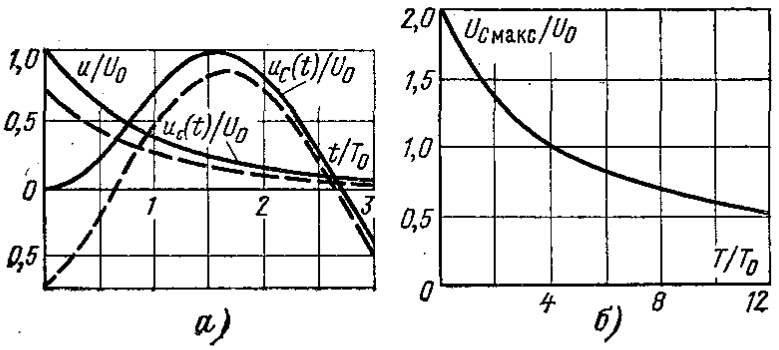


Рис. 13-12. Напряжение на емкости колебательного контура при экспоненциальном импульсе.

а — построение напряжения на емкости; *б* — зависимость максимального напряжения $U_{C\,макс}$ от отношения T/T_0.

через полпериода собственных колебаний контура. На рис. 13-12, *б* приведена зависимость $U_{C\,макс}$ от отношения T_0/T. Максимальное напряжение на емкости уменьшается с увеличением периода собственных колебаний и уменьшением длительности волны. При $T_0/T < 0{,}25$ $U_{C\,макс}$ не превышает напряжения источника.

13-4. МНОГОКРАТНЫЕ ОТРАЖЕНИЯ ВОЛН

В технике высоких напряжений часто встречаются случаи, когда напряжение $u(t)$ включается на линию длиной l через сопротивление $z_1(p)$, а конец линии замкнут на сопротивление $z_2(p)$. Очевидно, в данном случае будут происходить многократные отражения от начала и конца линии, причем величина и форма отраженных волн будут зависеть от характера сопротивлений $z_1(p)$ и $z_2(p)$ (емкости, индуктивности или активные сопротивления).

Рассмотрим частные случаи, представляющие практический интерес.

Сопротивления $z_1(p)$ и $z_2(p)$ не зависят от времени, т. е. представляют собой активные или волновые сопротивления (рис. 13-13, *а*). В этом случае можно применить простой графический способ расчета многократных отражений (*метод характеристик*).

Напряжение в любой точке линии может быть представлено в виде суммы волн, движущихся от начала и от конца линии. Сумму волн, движущихся от начала линии, обозначим u^+, а сумму волн, движущихся от ее конца, — u^-. Для напряжения и тока в любой точке линии справедливы уравнения:

$$\left.\begin{aligned} u &= u^+ + u^-; \\ i &= \frac{u^+}{z} - \frac{u^-}{z} \text{ или } u^+ - u^- = iz, \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}23)$$

из которых можно получить два новых уравнения:

$$\left.\begin{aligned} u &= 2u^+ - iz, \\ u &= 2u^- + iz. \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}24)$$

Уравнения (13-24) дают зависимости между напряжением и током в любой точке линии и представляют собой уравнения двух прямых, которые показаны на рис. 13-13, *б* и называются *прямой* и *обратной характеристиками*. Так как уравнения (13-24) должны выполняться совместно, результирующее напряжение и ток определяются точкой пересечения характеристик. Для определения поло-

жения прямой и обратной характеристик на плоскости необходимо иметь еще два условия, в качестве которых могут служить соотношения, связывающие напряжение и ток на концах линии. Для схемы на рис. 13-13, *а* эти соотношения имеют вид:

$$\left.\begin{array}{l}\text{для начала линии}\\ \qquad u(0)=u_A=2u_1-iz_1;\\ \text{для конца линии}\\ \qquad u(l)=u_B=iz_2.\end{array}\right\} \qquad (13\text{-}25)$$

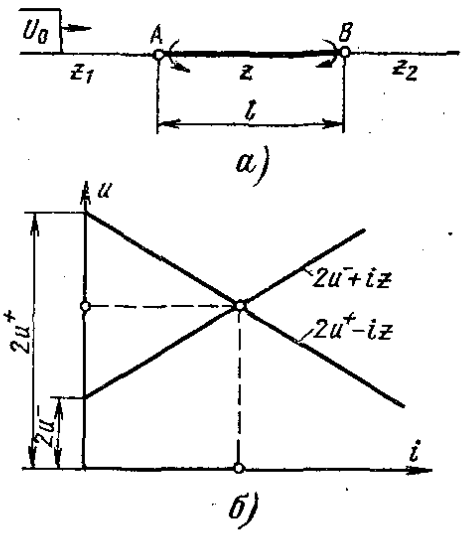
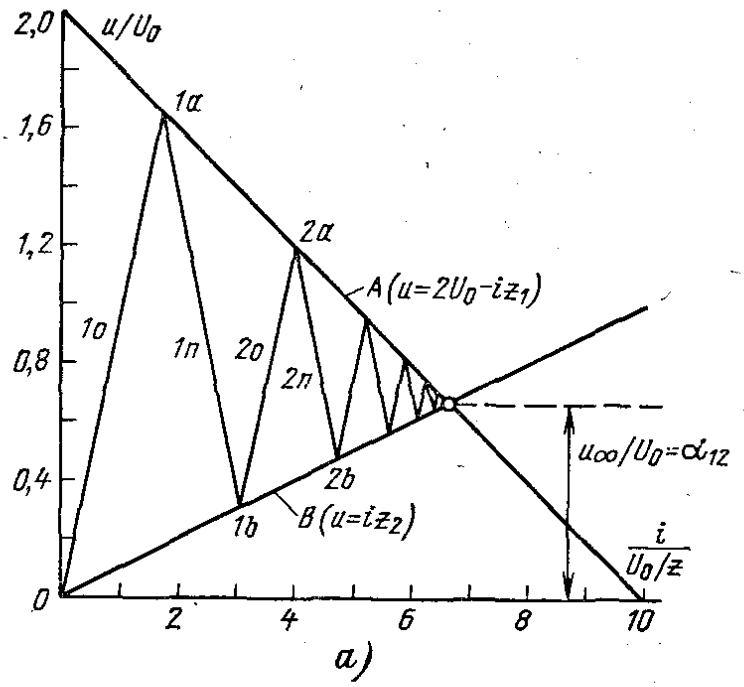


Рис. 13-13. Переход волны с одной линии на другую через участок длиной l.

а — схема; *б* — прямая и обратная характеристики участка.

Эти уравнения представлены графически на рис. 13-14, *а* (прямые A и B). Так как все четыре уравнения (13-24) и (13-25) должны выполняться одновременно, точки пересечения характеристик для начала линии должны лежать на прямой A, а для конца линии — на прямой B.

Примем за начало отсчета времени ($t = 0$) момент, когда волна по линии с волновым сопротивлением z_1 доходит до точки A. Очевидно, что в интервале времени $0 \leqslant t \leqslant 2\tau$ на участке линии длиной l обратные (отраженные) волны отсутствуют, поэтому $u^- = 0$ и обратная характеристика превращается в прямую линию $u = iz$, проходящую через начало координат (прямая *1о* на рис. 13-14, *а*). Пересечение этой прямой с прямой A (точка *1а*) дает напряжение в точке A для этого первого интервала времени. Очевидно, что прямая характеристика для этого интервала также должна проходить через точку *1а* (прямая *1п*).



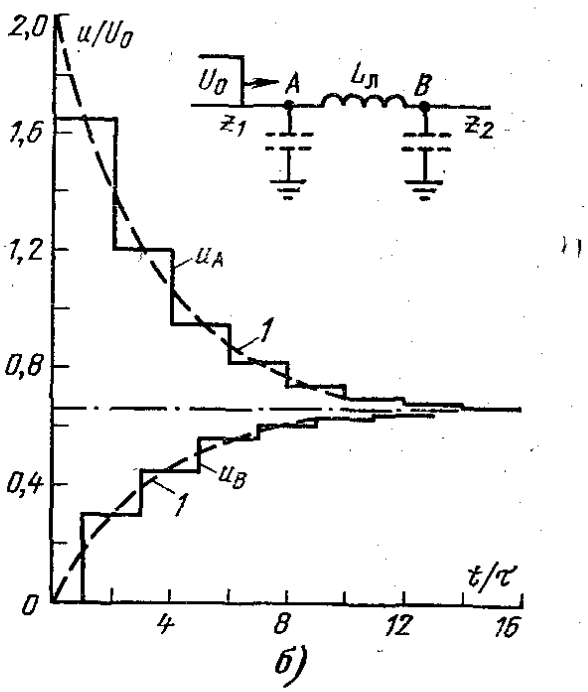


Рис. 13-14. Расчет многократных отражений методом характеристик, $z = 5z_1 = 10z_2$.

а — построение; *б* — напряжение в точках A и B; *1* — замена участка сосредоточенной индуктивностью.

Пересечение прямой характеристики *1п* с прямой B (точка *1b*) дает напряжение в конце линии для интервала времени $\tau < t < 3\tau$, так как до конца линии волна доходит за время τ. Поскольку напряжение в конце линии уже не равно нулю, обратная характеристика теперь должна проходить через точку *1b* (прямая

2о), а пересечение ее с прямой *A* (точка *2а*) дает новое значение напряжения в начале линии для интервала времени $2\tau < t < 4\tau$.

Теперь через точку *2а* можно провести новую прямую характеристику *2п* и продолжить построение до тех пор, пока в начале и конце линии не установится одно и то же напряжение, определяемое пересечением прямых *A* и *B* или совместным решением уравнений (13-25)

$$u_\infty = \frac{2z_2}{z_1 + z_2} U_0. \qquad (13\text{-}26)$$

На рис. 13-14, *а*; 13-15, *а*; 13-16, *а* приведены примеры построения для различных соотношений z_1, z_2, z. Все величины отложены в относительных единицах, причем за базисное напряжение принято U_0, а за базисный ток величина U_0/z. Поскольку каждой точке *1а*, *1b*, *2а*, *2b* соответствуют моменты времени 0, τ, 2τ, 3τ и т. д., можно построить зависимости напряжений u_A и u_B от времени, которые показаны на рис. 13-14, *б*; 13-15, *б*; 13-16, *б*.

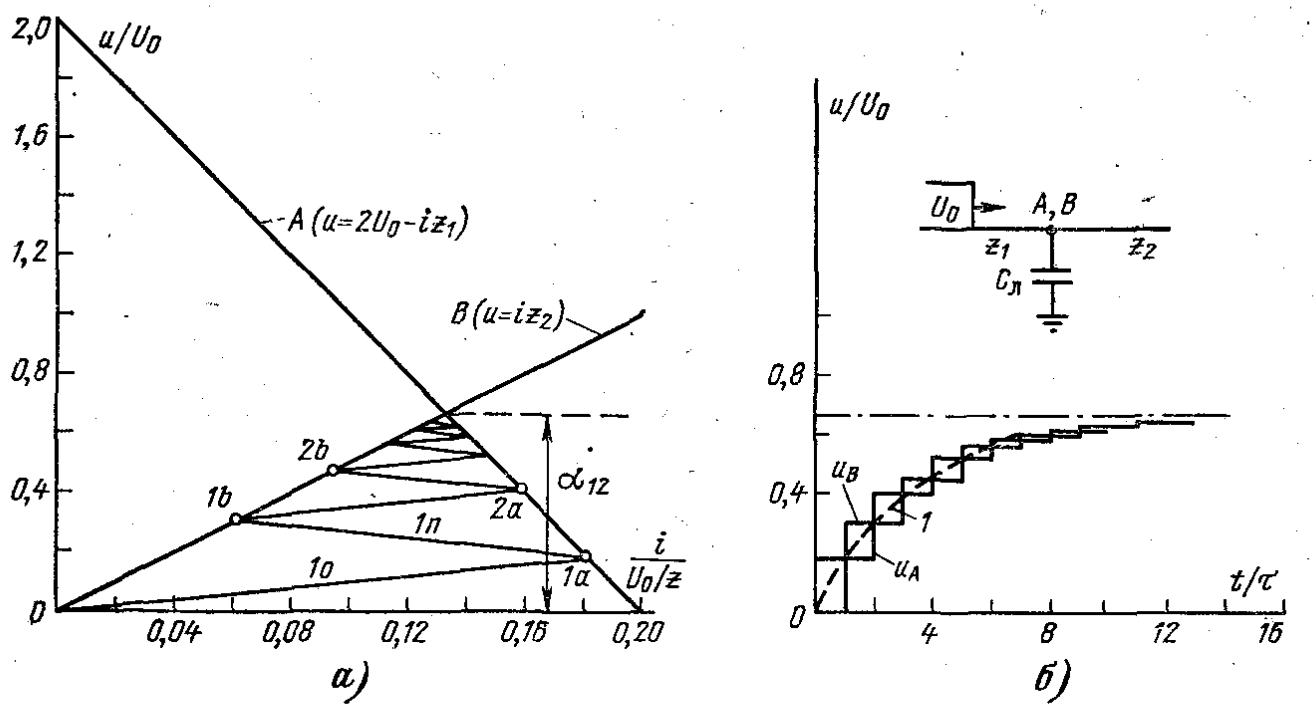


Рис. 13-15. Расчет многократных отражений методом характеристик $z = 0{,}1\ z_1 = 0{,}2\ z_2$.

а — построение; *б* — напряжение в точках *A* и *B*; *1* — замена участка сосредоточенной емкостью.

Нетрудно заметить, что при $z_1 < z > z_2$ кривые u_A и u_B рис. 13-14, *б* напоминают кривые напряжения до и после индуктивности, включенной в рассечку линии между z_1 и z_2. Если же $z_1 > z < z_2$, то кривые u_A и u_B (рис. 13-15, *б*) имеют сходство с кривой напряжения на емкости, включенной в точке перехода с z_1 на z_2.

Это сходство вполне закономерно. Короткий участок линии с волновым сопротивлением z может быть заменен П-образной схемой. Если $z = \sqrt{L'/C'}$ значительно больше, чем z_1 и z_2, то участок имеет повышенную индуктивность и пониженную емкость. Емкостными токами и падением напряжения от них можно пренебречь и в схеме замещения оставить только индуктивность:

$$L_л = L'l = zl/v = z\tau. \qquad (13\text{-}27)$$

Аналогично в случае $z_1 > z < z_2$ в первом приближении можно пренебречь влиянием индуктивности участка и заменить его сосредоточенной емкостью:

$$C_л = C'l = l/zv = \tau/z. \qquad (13\text{-}27а)$$

Кривые напряжения, рассчитанные по (13-10а) и (13-15) с учетом (13-27) и (13-27а), показаны на рис. 13-14, *б* и 13-15, *б* пунктиром. Эти пунктирные кри-

вые достаточно правильно отражают общий ход изменения напряжений u_A и u_B, поэтому метод замены участков линии схемами с сосредоточенными параметрами применяется весьма часто. При волне с пологим фронтом, например косоугольным, такая замена дает еще более точные результаты, особенно если длительность фронта соизмерима с временем пробега $\tau = l/v$.

Для случая, соответствующего рис. 13-16, когда $z_1 < z < z_2$, можно пренебречь только емкостью в точке A, т. е. приближенно заменить участок линии колебательным контуром.

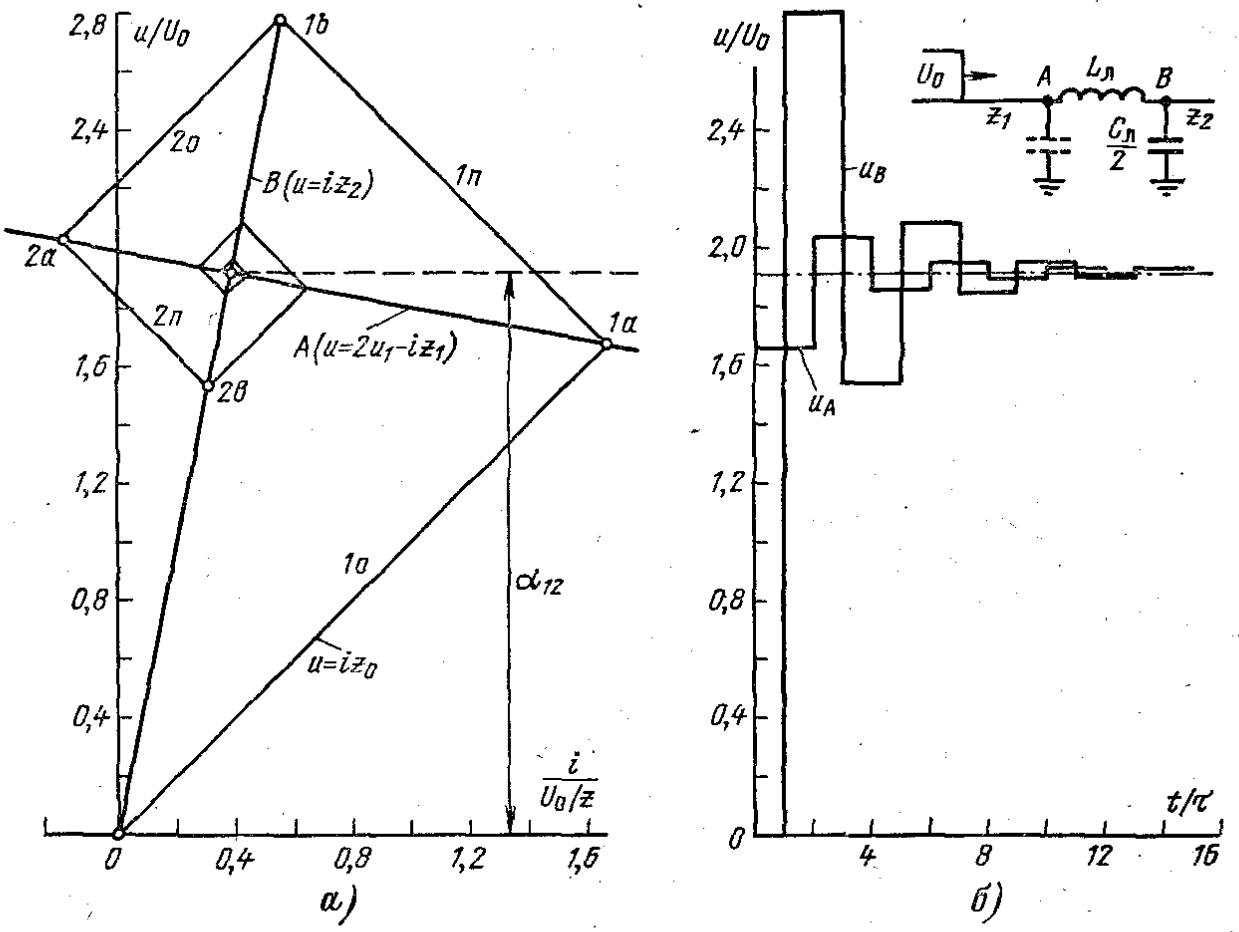


Рис. 13-16. Расчет многократных отражений методом характеристик $z = 5z_1 = 0{,}2z_2$.

а — построение; *б* — напряжение в точках *A* и *B*.

Источник бесконечной мощности присоединяется к схеме, содержащей распределенные и сосредоточенные параметры (рис. 13-17), например емкость в конце или индуктивность в начале разомкнутой линии длиной l. Эта задача может быть решена путем рассмотрения последовательных отражений от емкости или индуктивности, но при этом получаются сложные выражения в операторной форме. Поэтому целесообразно пользоваться приближенным аналитическим методом (метод стоячих волн).

Для линии без потерь справедливы следующие уравнения в операторной форме:

$$\left.\begin{aligned} U(0, p) &= U(l, p)\,\mathrm{ch}\,p\tau + \bar{I}(l, p)\cdot z\,\mathrm{sh}\,p\tau; \\ I(0, p) &= \frac{\bar{U}(l, p)}{z}\,\mathrm{sh}\,p\tau + \bar{I}(l, p)\,\mathrm{ch}\,p\tau, \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}28)$$

где $\tau = l/v$ — время пробега волны по линии (волновая длина линии). Для схемы с емкостью в конце

$$I(l, p) = pC_2U(l, p). \qquad (13\text{-}29)$$

Принимая $U(p) = 1/p$ (включение на единичную волну), получаем из (13-28) и (13-29):

$$U(l, p) = \frac{1}{p(\operatorname{ch} p\tau + pC_2 z \operatorname{sh} p\tau)}. \tag{13-30}$$

Для схемы с индуктивностью в начале

$$I(l, p) = 0, \quad U(0, p) = \frac{1}{p} - I(0, p)\, pL_1. \tag{13-31}$$

Подставляя (13-31) в исходные уравнения (13-28), получаем:

$$U(0, p) = \frac{\operatorname{ch} p\tau}{p\left(\operatorname{ch} p\tau + \frac{pL_1}{z} \operatorname{sh} p\tau\right)}; \tag{13-32}$$

$$U(l, p) = \frac{U(0, p)}{\operatorname{ch} p\tau} = \frac{1}{p\left(\operatorname{ch} p\tau + \frac{pL_1}{z} \operatorname{sh} p\tau\right)}. \tag{13-33}$$

Из сравнения уравнений (13-30) и (13-33) следует, что их можно объединить, введя обозначения $T = C_2 z$ для (13-30) и $T = L_1/z$ для (13-33), где T — постоянные

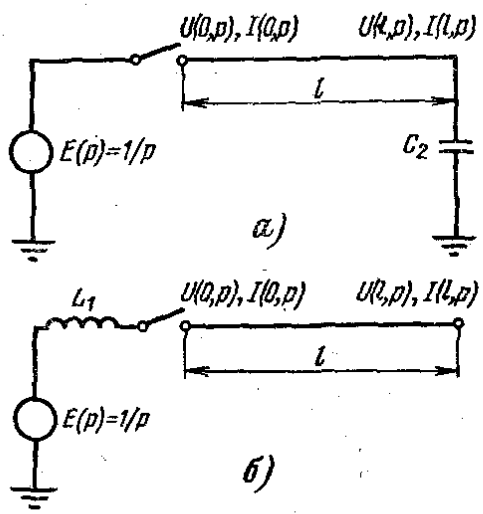


Рис. 13-17. Включение схем с распределенными и сосредоточенными параметрами.

а — схема «линия — емкость»; *б* — схема «индуктивность — линия».

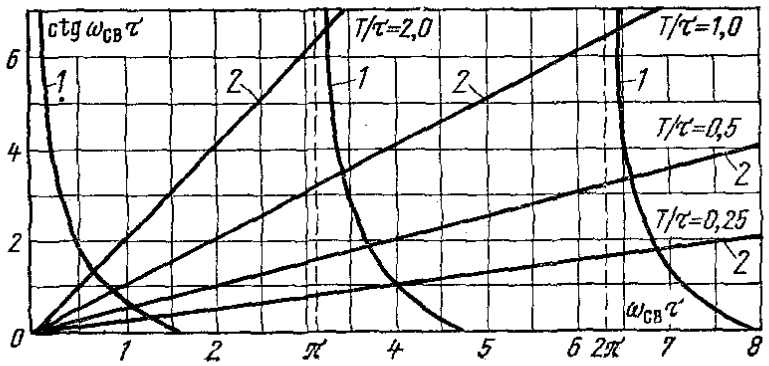


Рис. 13-18. Графическое решение уравнения $\operatorname{ctg} \omega_к \tau = \frac{T}{\tau} \omega_к \tau$.

1 — $\operatorname{ctg}\ \omega_к \tau = f_1(\omega_к \tau)$; *2* — $\omega_к \tau \frac{T}{\tau} = f_2\left(\omega_к \tau\right)$.

времени. Тогда получается общее уравнение для напряжения в конце линии в операторной форме:

$$U(l, p) = \frac{1}{p(\operatorname{ch} p\tau + pT \operatorname{sh} p\tau)} = \frac{H(p)}{pF(p)}. \tag{13-34}$$

Для перехода к оригиналу применим теорему разложения

$$u(l, t) = \frac{H(0)}{F(0)} + \sum_{-\infty}^{\infty} \frac{H(p_k)}{p_k F'(p_k)} e^{p_k t}, \tag{13-35}$$

где p_k являются корнями уравнения

$$F(p) = \operatorname{ch} p\tau + pT \operatorname{sh} p\tau = 0. \tag{13-36}$$

Так как схема содержит только емкости и индуктивности, то корни p_k должны быть чисто мнимыми. Полагая $p_{\pm}k = \pm j\omega k$ и переходя в уравнении (13-36) от гиперболических функций к тригонометрическим, получаем:

$$\operatorname{ctg}\omega_k\tau = \omega_k T = \frac{T}{\tau}\omega_k\tau. \qquad (13\text{-}37)$$

Поскольку (13-37) является трансцендентным уравнением, его решение можно найти с помощью графического построения, показанного на рис. 13-18, где кривые *1* представляют собой ветви котангенсоиды $\operatorname{ctg}\omega_k\tau$, а прямые — правую часть уравнения (13-37), т. е. $(T/\tau)\,\omega_k\,\tau$. Абсциссы точек пересечения прямых с ветвями котангенсоиды дают значения $\omega_k\tau$; разделив полученные результаты на τ или $\omega\tau$, получим частоту собственных колебаний в именованных или относительных единицах (по отношению к частоте источника ω).

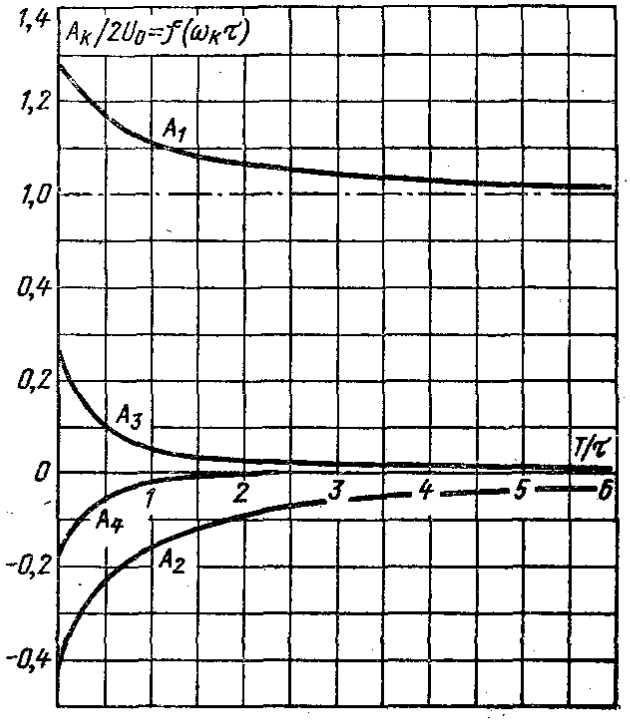


Рис. 13-19. Зависимость амплитуд свободных составляющих от T/τ.

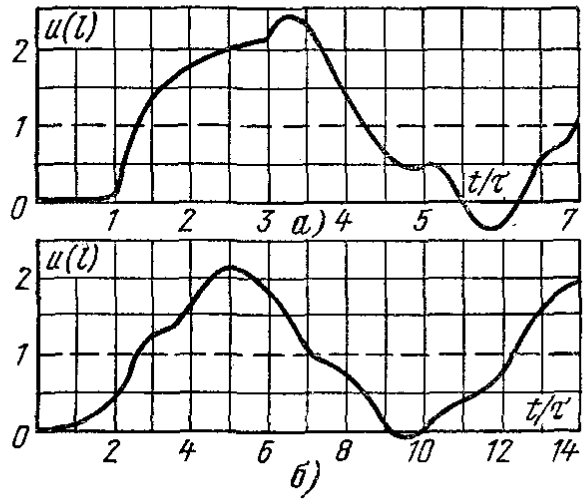


Рис. 13-20. Кривые напряжения в конце линии при включении на постоянное единичное напряжение.
а — $T/\tau = 0{,}5$; *б* — $T/\tau = 2$.

Учитывая, что корни характеристического уравнения являются сопряженными, т. е. $e^{j\omega_k t} + e^{-j\omega_k t} = 2\cos\omega_k t$ и $F(0) = 1$, получаем уравнение для характеристики переходного процесса, которое показывает, что напряжение в конце линии может быть представлено в виде суммы отдельных гармоник, накладывающихся на установившееся напряжение, равное единице:

$$u(l,\ t) = 1 - \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cos\omega_k t \qquad (13\text{-}38)$$

Амплитуды гармоник A_k определяем, найдя производную $F(p)$ из (13-34), учитывая (13-35) и (13-37):

$$A_k = \frac{2}{\omega_k\tau\left[\left(1+\frac{T}{\tau}\right)\sin\omega_k\tau + \omega_k\tau\frac{T}{\tau}\cos\omega_k\right]} = \frac{2}{\frac{\omega_k\tau}{\sin\omega_k\tau} + \cos\omega_k\tau}. \qquad (13\text{-}39)$$

На рис. 13-19 приведена зависимость амплитуд отдельных гармоник от T/τ, из которой следует, что с увеличением T/τ амплитуды высших гармоник падают, а амплитуда A_1 приближается к единице, что характерно для одночастотного колебательного контура. На рис. 13-20 построено напряжение в конце линии при $T/\tau = 0{,}5$ и $T/\tau = 2$. В первом случае отчетливо видны изломы, которые соответствуют

моментам прихода отраженных от начала линии волн. Во втором случае кривая сглажена и мало отличается от кривой напряжения на емкости колебательного контура; влиянием высших гармоник можно пренебречь.

Следует отметить, что для схемы на рис. 13-17, *а*

$$T/\tau = zC_2/\tau = \sqrt{L'/C'}\, C_2 / \sqrt{L'C'}\, l = C_2/C'l = C_2/C_л.$$

Для схемы рис. 13-17, *б*

$$T/\tau = L_1/(z,\ \tau) = L_1/(\sqrt{L'/C'}\,\sqrt{L'C'}\,l) = L_1/L_л.$$

Таким образом, T/τ представляет собой отношение сосредоточенных параметров к распределенным. Увеличение T/τ означает возрастание удельного веса сосредоточенных параметров.

Сходство схем с простым колебательным контуром подтверждается также кривыми на рис. 13-21, где приведена зависимость $\omega_1\tau = f\left(\frac{T}{\tau}\right)$; пунктиром пока-

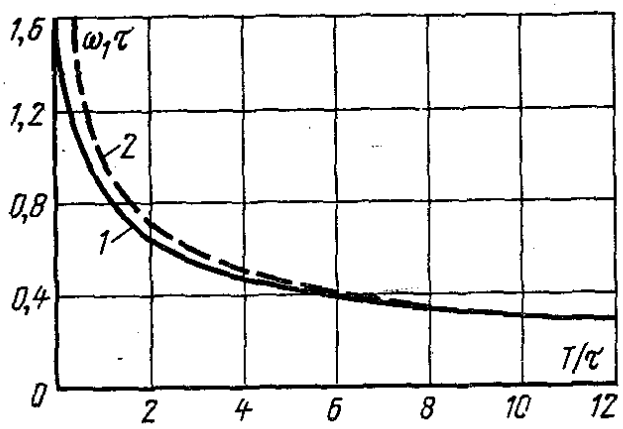


Рис. 13-21. Зависимость первой частоты собственных колебаний схемы с сосредоточенными и распределенными параметрами от T/τ.

1 — расчет точным методом; *2* — расчет по приближенной формуле $\omega_1\tau = 1/\sqrt{T/\tau}$.

зано значение $\omega_1\tau$ в случае, если ω_1 определяется как частота собственных колебаний контура, состоящего из индуктивности линии $L_л$ и емкости C_2 или из индуктивности источника L_1 и емкости линии:

$$\left.\begin{aligned} \omega_1\tau &= \frac{\tau}{\sqrt{L_л C_2}} = \frac{\tau}{\sqrt{z\tau C_2}} = \frac{1}{\sqrt{T/\tau}} \\ \text{или} \qquad \omega_1\tau &= \frac{\tau}{\sqrt{L_1 C_л}} = \frac{\tau}{\sqrt{L_1\tau/z}} = \frac{1}{\sqrt{T/\tau}}. \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}40)$$

Как видно из графика, при $T/\tau = 2$ частота первой гармоники отличается от частоты колебательного контура менее чем на 10%. Это различие уменьшается при замене линии Т-образной или П-образной схемой, т. е. при добавлении к сосредоточенной индуктивности L_1 или емкости C_2 половины индуктивности или емкости линии.

Таким образом, если отношение постоянной времени T к волновой длине линии достаточно велико, схему, содержащую распределенные и сосредоточенные параметры, можно заменить одночастотным колебательным контуром, причем с увеличением T/τ погрешность от такой замены уменьшается.

13-5. РАСПРОСТРАНЕНИЕ ВОЛН В МНОГОПРОВОДНОЙ СИСТЕМЕ

До сих пор мы рассматривали однопроводные линии, в которых прямой ток волны протекает по проводу, а обратный — по земле. В действительности линии электропередачи представляют собой систему многих проводов. В ряде случаев эту систему можно заменить эквивалентной однопроводной линией, но при этом необходимо учитывать ряд особенностей распространения волн в многопроводной системе. Для изучения этих особенностей рассмотрим известные урав-

нения Максвелла, справедливые для системы проводов с неподвижными зарядами q на единицу длины:

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= \alpha_{11}q_1 + \alpha_{12}q_2 + \ldots + \alpha_{1n}q_n; \\ u_2 &= \alpha_{21}q_1 + \alpha_{22}q_2 + \ldots + \alpha_{2n}q_n; \\ &\vdots \quad\quad \vdots \quad\quad \vdots \quad\quad\quad \vdots \\ u_n &= \alpha_{n1}q_1 + \alpha_{n2}q_2 + \ldots + \alpha_{nn}q_n. \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}41)$$

Входящие в эти уравнения потенциальные коэффициенты α определяются геометрическими размерами линии (рис. 13-22), причем

$$\left.\begin{aligned} \alpha_{kk} &= \frac{1}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0}\ln\frac{2h_k}{r_k}; \\ \alpha_{ik} &= \alpha_{ki} = \frac{1}{2\pi\varepsilon\varepsilon_0}\ln\frac{D_{ki}}{d_{ki}}, \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}42)$$

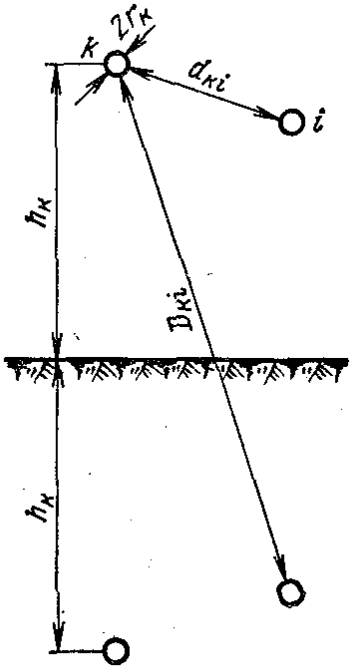


Рис. 13-22. Геометрические размеры многопроводной линии.

где h_k и r_k — высота подвеса и радиус k-го провода; d_{ki} — расстояние между проводами k и i; D_{ki} — расстояние между проводом k и зеркальным изображением провода i.

Электромагнитные волны, распространяющиеся вдоль линии без потерь, как известно, являются плоскими. А это значит, что картина электрического поля в волновом режиме может быть получена перемещением со скоростью v вдоль линии электрического поля, создаваемого неподвижными зарядами. Умножив и разделив каждый член правой части равенств (13-41) на скорость перемещения волны (для воздушных линий без потерь она равна скорости света c), вместо q_k v получим ток i_k в k-м проводе, а потенциальные коэффициенты, деленные на скорость v, будут иметь размерность сопротивлений. Тогда вместо (13-41) получим:

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= i_1z_{11} + i_2z_{12} + \ldots + i_nz_{1n}; \\ u_2 &= i_1z_{21} + i_2z_{22} + \ldots + i_nz_{2n}; \\ &\vdots \quad\quad \vdots \quad\quad \vdots \quad\quad\quad \vdots \\ u_n &= i_1z_{n1} + i_2z_{n2} + \ldots + i_nz_{nn}, \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}43)$$

причем для воздушных линий собственное волновое сопротивление

$$z_{kk} = \alpha_{kk}/c = 138\,\lg\frac{2h_k}{r_k} \qquad (13\text{-}44)$$

и взаимное волновое сопротивление

$$z_{ki} = z_{ik} = \alpha_{ik}/c = 138\,\lg\frac{D_{ik}}{d_{ik}}. \qquad (13\text{-}45)$$

Система (13-43) состоит из n уравнений, содержащих $2n$ неизвестных, поэтому она может быть решена только при наличии дополнительных условий, накладываемых рассматриваемой конкретной задачей. Рассмотрим приближенное решение некоторых практически важных примеров.

Несколько проводов присоединены к общему источнику. В данном случае заданы напряжения на всех проводах, причем $u_1 = u_2 = \ldots = u_n = u$.

Для трехпроводной линии (рис. 13-32, *а*) система (13-43) приобретает вид:

$$\left.\begin{aligned} u &= i_1 z_{11} + i_2 z_{12} + i_3 z_{13}; \\ u &= i_1 z_{12} + i_2 z_{22} + i_3 z_{23}; \\ u &= i_1 z_{13} + i_2 z_{23} + i_3 z_{33}. \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}46)$$

С небольшой погрешностью можно принять

$$z_{11} \approx z_{22} \approx z_{33} \text{ и } z_{12} \approx z_{23} \approx z_{13}.$$

Тогда

$$i_1 \approx i_2 \approx i_3 \approx u/(z_{11} + 2z_{12}). \qquad (13\text{-}47)$$

Многопроводная система, все провода которой подсоединены к общему источнику, может быть заменена эквивалентной однопроводной линией с волновым сопротивлением $z_э$. Так, для трехпроводной линии

$$z_э = \frac{u}{i_1 + i_2 + i_3} = (z_{11} + 2z_{12})/3. \qquad (13\text{-}48)$$

Сопротивление каждого провода в системе параллельных проводов возрастает по сравнению с одиночным проводом до $z_{11} + 2z_{12}$ (в общем случае до $z_{11} + (n - 1)\, z_{12}$).

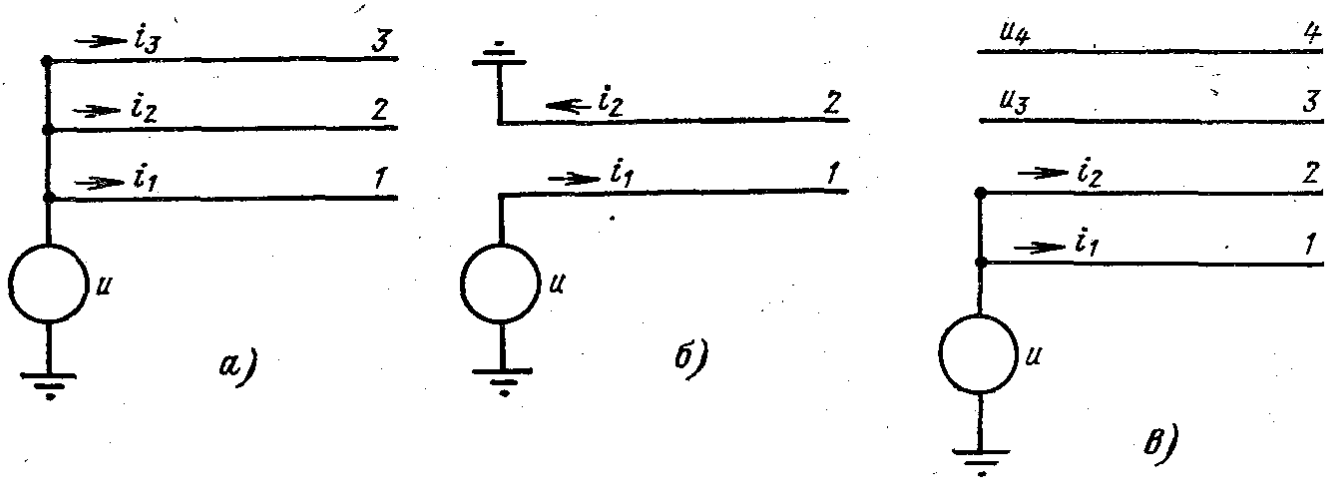


Рис. 13-23. Различные случаи распространения волн в многопроводной системе.

Один провод присоединен к источнику, остальные заземлены $u_1 = u$; $u_2 = u_3 = \ldots = u_n = 0$.

Так же как и в предыдущем случае, система может быть заменена эквивалентной однопроводной линией, волновое сопротивление которой будет меньше волнового сопротивления одного провода за счет размагничивающего влияния токов в заземленных проводах.

Например, для двухпроводной линии (рис. 13-23, *б*)

$$\left.\begin{aligned} u &= i_1 z_{11} + i_2 z_{12}; \\ 0 &= i_1 z_{12} + i_2 z_{22}, \end{aligned}\right\} \qquad (13\text{-}49)$$

откуда

$$i_1 = \frac{u}{z_{11} - \dfrac{z_{12}^2}{z_{22}}}$$

и

$$z_э = z_{11} - \frac{z_{12}^2}{z_{22}}. \qquad (13\text{-}50)$$

Часть проводов (k) *присоединена к общему источнику, остальные* ($n - k$) *изолированы.*

В этом случае заданы напряжения в k проводах $u_1 = u_2 = \ldots = u_k = u$ и токи в остальных проводах $i_{k+1} = \ldots = i_n = 0$.

Например, если к источнику присоединен один провод, то токи в остальных проводах равны нулю, т. е.

$$u_1 = u = i_1 z_{11}; \quad u_2 = i_1 z_{12}; \quad \ldots; \quad u_k = i_1 z_{1k}.$$

Поэтому напряжение на любом из изолированных проводов

$$u_k = \frac{z_{1k}}{z_{11}} u = k_{1k} u. \qquad (13\text{-}51)$$

Величина $k_{1k} = z_{1k}/z_{11}$ называется коэффициентом связи между изолированным проводом k и первым проводом, присоединенным к источнику. Следует отметить, что в общем случае $k_{1k} \neq k_{k1}$, так как собственные волновые сопротивления могут быть различными.

Если к источнику присоединены два провода (рис. 13-26, *в*), то

$$u_1 = u = i_1 z_{11} + i_2 z_{12};$$
$$u_2 = u = i_1 z_{12} + i_2 z_{22};$$
$$u_k = i_1 z_{1k} + i_2 z_{2k}.$$

Если при этом провода *1* и *2* подвешены на одной высоте и имеют одинаковые радиусы, то $z_{11} = z_{22}$ и $i_1 = i_2$. Тогда напряжение, наведенное на произвольном проводе k, равно:

$$u_k = u \frac{z_{1k} + z_{2k}}{z_{11} + z_{12}} = ku, \qquad (13\text{-}52)$$

причем коэффициент пропорциональности между u_k и u также может быть назван коэффициентом связи между k-м проводом и соединенными параллельно проводами *1* и *2*.

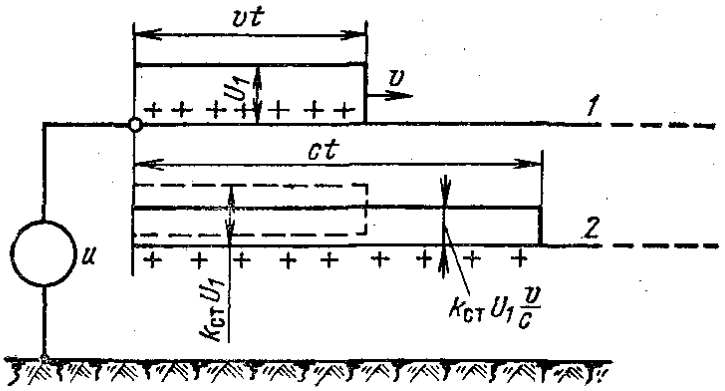


Рис. 13-24. К определению коэффициента связи между коронирующим (*1*) и некоронирующим изолированным проводом (*2*).

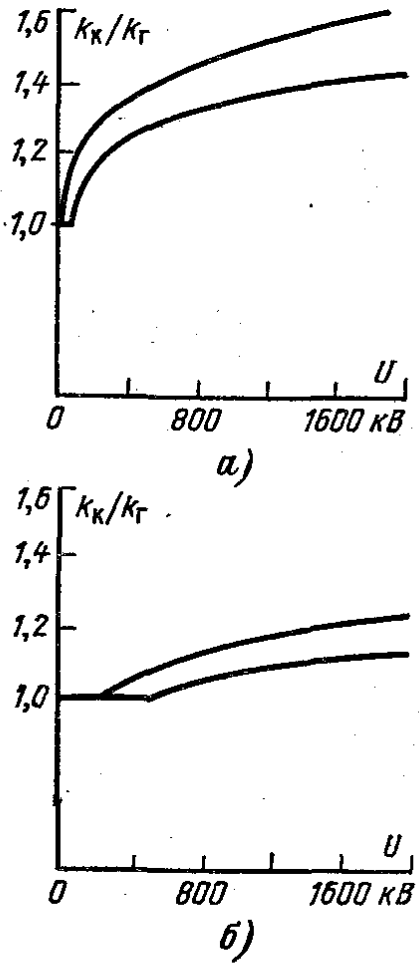


Рис. 13-25. Коэффициент связи при наличии короны для линий с различными геометрическими размерами при положительной (верхние кривые) и отрицательной полярности.

а — $h = 10$ м, $r = 1$ мм;
б — $h = 20$ м, $r = 1$ мм.

Приведенные выше соотношения справедливы только для линий без потерь, в частности при отсутствии короны. Если провода линии коронируют, то распространение волн подчиняется гораздо более сложным законам. Наряду с деформацией фронта волны, которая была рассмотрена выше, большое практическое значение имеет влияние короны на величину коэффициента связи.

Рассмотрим сначала коэффициент связи в статических условиях, т. е. при коротких проводах, что характерно для лабораторных экспериментов. В этом

случае, когда заряды практически неподвижны, отношение волновых сопротивлений равно отношению потенциальных коэффициентов, т. е. коэффициент связи может быть представлен в виде $k = \alpha_{1k}/\alpha_{11}$.

Внедрение зарядов в пространство, сопровождающее корону, эквивалентно увеличению радиуса коронирующего провода, что приводит к уменьшению α_{11} и увеличению коэффициента связи. Вычисленный или найденный опытным путем в этих условиях коэффициент связи носит название статического $k_{ст}$. Однако значения $k_{ст}$ не могут применяться при волновом режиме. Поскольку при наличии короны скорости распространения волны вдоль коронирующего и некоронирующего провода различны, нельзя применить использованный выше прием перехода к волновому режиму путем перемещения вдоль линии плоского статического поля со скоростью c, как это было сделано для линии без потерь.

Если волна напряжения в коронирующем проводе прошла путь vt (рис. 13-24), то в изолированном проводе на той же длине происходит разделение зарядов, причем заряды противоположного знака связаны зарядами коронирующего провода, а заряды того же знака свободны и перемещаются по некоронирующему проводу со скоростью света, создавая наведенное напряжение, равное $k_{ст}\, uv/c$.

Представление о количественном влиянии короны на коэффициент связи в волновом режиме можно получить с помощью рис. 13-25, на котором дана зависимость от напряжения отношения коэффициента связи при наличии короны к геометрическому коэффициенту связи (т. е. к коэффициенту связи при отсутствии короны).

13-6. ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ОБМОТКАХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Схема замещения и исходные уравнения. Так как провод высоковольтной обмотки трансформатора имеет очень большую длину (сотни метров и даже километры), переходный процесс в обмотке, так же как и переходный процесс в длинной линии, должен иметь волновой характер. Однако схема замещения обмотки трансформатора (рис. 13-26) в отличие от линии может быть представлена цепочкой, число звеньев которой равно числу витков обмотки. По сравнению с отрезком линии в этой схеме появляются два новых параметра — взаимная индуктивность между отдельными витками обмотки и емкость между соседними витками; цепочечные схемы при теоретическом анализе часто заменяют цепями с распределенными параметрами, что при большом числе звеньев не приводит к существенным погрешностям. При замене обмотки трансформатора эквивалентной схемой с распределенными параметрами необходимо в первую очередь определить величины этих параметров на единицу длины обмотки, а не длины провода, которая, конечно, во много раз больше.

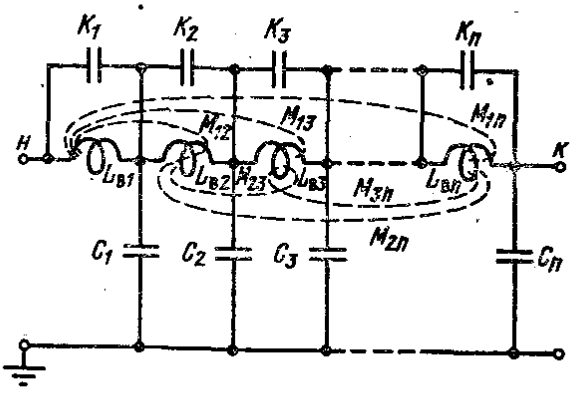


Рис. 13-26. Схема замещения однообмоточного трансформатора.

$C_1 \ldots C_n$ — емкости витков относительно земли; $K_1 \ldots K_n$ — емкости между соседними витками; $L_{B_1} \ldots L_{Bn}$ — собственные индуктивности витков; M_{ik} — взаимная индуктивность между витками i и k.

Емкости относительно земли (т. е. относительно бака, магнитопровода и обмотки низкого напряжения) всех витков обмотки приблизительно одинаковы, поэтому емкость C относительно земли единицы длины обмотки нетрудно определить, если известны емкость всей обмотки относительно земли $C_{об} = C'l$ и длина обмотки l. Емкость элемента dx эквивалентной схемы с распределенными параметрами равна $C'dx$.

Продольные емкости между всеми соседними витками также приблизительно одинаковы. Однако, если обозначить через K' продольную емкость на единицу длины (т. е. емкость между витками, расстояние между которыми равно единице),

то емкость всей обмотки (емкость между крайними витками) равна K'/l, а емкость элемента dx равна K'/dx.

Значительно сложнее обстоит дело с индуктивностями обмотки — собственными и взаимными. Если обратиться к схеме замещения рис. 13-26, то напряжение на k-м витке Δu_k этой схемы определяется суммой падений напряжения в собственной индуктивности витка $L_{вk}di_k/dt$ и падений напряжения, вызванных токами во всех остальных витках:

$$\Delta u_k = L_{вk}\, di_k/dt + \sum_{i=1}^{n} M_{ki}\, di_i/dt, \qquad (13\text{-}53)$$

где M_{ki} — коэффициент взаимоиндукции между k-м и i-м витками, а i_i — ток в i-м витке. Так как обмотка трансформатора состоит из очень большого числа близко расположенных друг к другу витков, первый член (13-53) значительно меньше второго и напряжение Δu_k в основном определяется взаимоиндукцией между витками. Для схемы с распределенными параметрами сумма в (13-53) превращается в интеграл и связь между током в обмотке i_L и падением напряжения на единицу длины $\partial u/\partial x$ дается уравнением

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = \int_0^l M'(x, y)\,\frac{\partial i_L}{\partial t}\,dy. \qquad (13\text{-}54)$$

Таким образом, роль параметра на единицу длины играет функция взаимоиндукции $M(x, y)$ между участком обмотки единичной длины с координатой x и элементом обмотки длиной dy, имеющим координату y.

Ток в продольной емкости K i_K создается падением напряжения на единицу длины, следовательно,

$$i_K = -K'\frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right) = -K'\,\frac{\partial^2 u}{\partial x\,\partial t}. \qquad (13\text{-}54а)$$

Изменение суммарного тока $i = i_L + i_K$ на единицу длины равно току, ответвляющемуся на землю под действием напряжения u относительно земли. Поэтому

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = -\frac{\partial}{\partial x}(i_L + i_K) = C'\frac{\partial u}{\partial t}. \qquad (13\text{-}54б)$$

Система трех уравнений (13-54) содержит три неизвестных u, i_L и i_K и полностью описывает переходный процесс в обмотке. Основная трудность решения этой системы заключается в необходимости определения функции взаимоиндукции $M'(x,y)$, что далеко не просто, и наличии интеграла в (13-54). Однако для практических целей можно переходный процесс в обмотке трансформатора рассматривать упрощенно, условно разбивая его на три этапа, которые рассматриваются ниже.

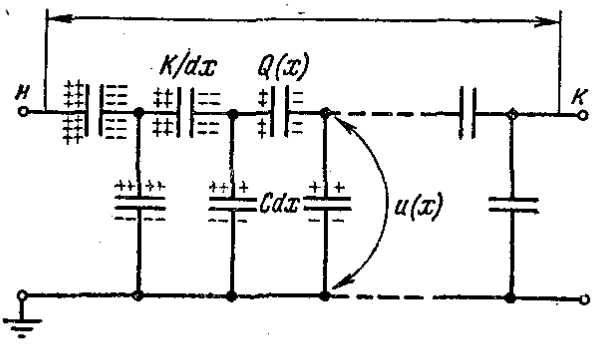


Рис. 13-27. Емкостная схема замещения с распределенными параметрами для начального момента времени.

Распределение напряжения по емкостям обмотки (начальное распределение). Если на трансформатор воздействует прямоугольный импульс напряжения U_0, то в первый момент времени из-за наличия индуктивностей ток в обмотке отсутствует и трансформатор может быть представлен чисто емкостной схемой замещения рис. 13-27. Так как $i_L = 0$, то для начального момента времени сохраняются только два уравнения (13-54а)

и (13-54б). Дифференцируя первое из этих уравнений по x и приравнивая левые части обоих уравнений, получаем:

$$K' \frac{\partial^3 u}{\partial x^2 \partial t} = K' \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}\right) = = C' \frac{\partial u}{\partial t}$$

или

$$\frac{d^2 u}{dx^2} - \frac{C'}{K'} u = 0; \qquad (13\text{-}55)$$

$$u = Ae^{\alpha x} + Be^{-\alpha x}, \qquad (13\text{-}56)$$

где $\alpha = \sqrt{C'/K'}$.

Постоянные интегрирования A и B определяются из граничных условий, т. е. условий в начале и конце обмотки. В начале обмотки ($x = 0$) напряжение равно приложенному ($u = U_0$). В конце обмотки ($x = l$) при заземленном конце (нейтрали) напряжение равно нулю ($u = 0$), а при изолированной нейтрали нулю равен ток, и на основании (13-54а) $du/dx = 0$.

Используя граничные условия, нетрудно получить закон начального распределения напряжения вдоль обмотки:

для заземленной нейтрали

$$u_{\text{нач}}(x) = U_0 \frac{\operatorname{sh} \alpha (l - x)}{\operatorname{sh} \alpha l}; \qquad (13\text{-}57)$$

для изолированной нейтрали

$$u_{\text{нач}}(x) = U_0 \frac{\operatorname{ch} \alpha (l - x)}{\operatorname{ch} \alpha l}. \qquad (13\text{-}57а)$$

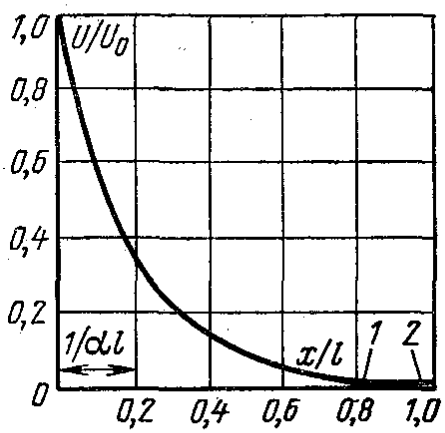


Рис. 13-28. Начальное распределение напряжения по обмотке при $\alpha l = 5$.

1 — изолированная нейтраль; *2* — заземленная нейтраль.

Как известно, при больших значениях аргумента гиперболические синус и косинус приблизительно равны друг другу. Так как у современных трансформаторов $\alpha l > 5$, можно положить $\operatorname{sh}\alpha l \approx \operatorname{ch}\alpha l \approx e^{\alpha l}/2$, а при $x/l < 0{,}8$ также и $\operatorname{ch}\alpha (l - x) \approx \operatorname{sh}\alpha (l - x) = e^{\alpha (l - x)}/2$. Таким образом, для значительной части обмотки ($x/l < 0{,}8$) начальные распределения при изолированной и заземленной нейтралях практически совпадают и могут быть выражены общей приближенной формулой:

$$u_{\text{нач}}(x) \approx U_0 e^{-\alpha l x/l}. \qquad (13\text{-}58)$$

На рис. 13-28 показано начальное распределение напряжения, построенное для частного случая $\alpha l = 5$. Как видно, в момент включения трансформатора значительная часть напряжения прикладывается к начальной части обмотки, благодаря чему в начале обмотки возникают большие перенапряжения на продольной изоляции.

Максимальный продольный градиент напряжения равен:

$$(du \mid dx)_{x=0} = (du/dx)_{\text{макс}} = U_0 \alpha = \frac{U_0}{l} \alpha l, \qquad (13\text{-}59)$$

т. е. он в αl раз больше градиента, который имел бы место при равномерном распределении напряжения.

Если, например, $\alpha l = 10$, а приложенное напряжение $U_0 = 5U_\Phi$ в 5 раз превышает фазное напряжение, что соответствует импульсному испытательному напряжению трансформатора 220 кВ, то по сравнению с нормальным режимом напряжение на продольной изоляции в начальной части обмотки возрастает в 50 раз.

Отношение заряда в начале обмотки к приложенному напряжению называется входной емкостью трансформатора

$$C_{вх} = Q_{x=0}/U_0 = \frac{1}{U_0} K' (du/dx)_{x=0} U_0 = K'\alpha = K' \sqrt{C'/K'} = \sqrt{C'K'}. \qquad (13\text{-}60)$$

При изучении грозовых перенапряжений в схемах, содержащих трансформатор, его обмотка замещается входной емкостью, если время воздействия составляет несколько микросекунд.

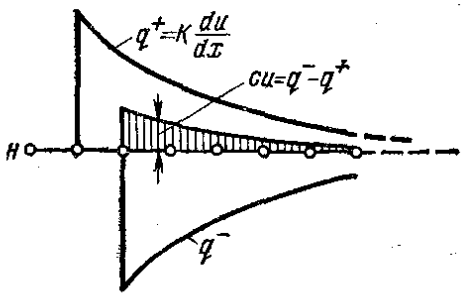


Рис. 13-29. Распределение вдоль провода обмотки зарядов, связанных с емкостями K и C (заштрихованы).

Волновой процесс перераспределения градиентов. В момент включения обмотки в каждом витке происходит разделение зарядов, которые распределены вдоль провода в соответствии с рис. 13-29 (расстояние между точками равно длине витка). Величина заряда в каждой точке обмотки пропорциональна градиенту напряжения, так как $q = K' du/dx$. Такое распределение напряжения вдоль провода является неустойчивым, и эти заряды начинают растекаться по проводу в обоих направлениях. При этом практически не изменяется напряжение относительно земли, так как синхронно движутся заряды противоположных знаков, смещенные друг относительно друга всего лишь на длину витка. По этой же причине процесс не сопровождается прохожде-

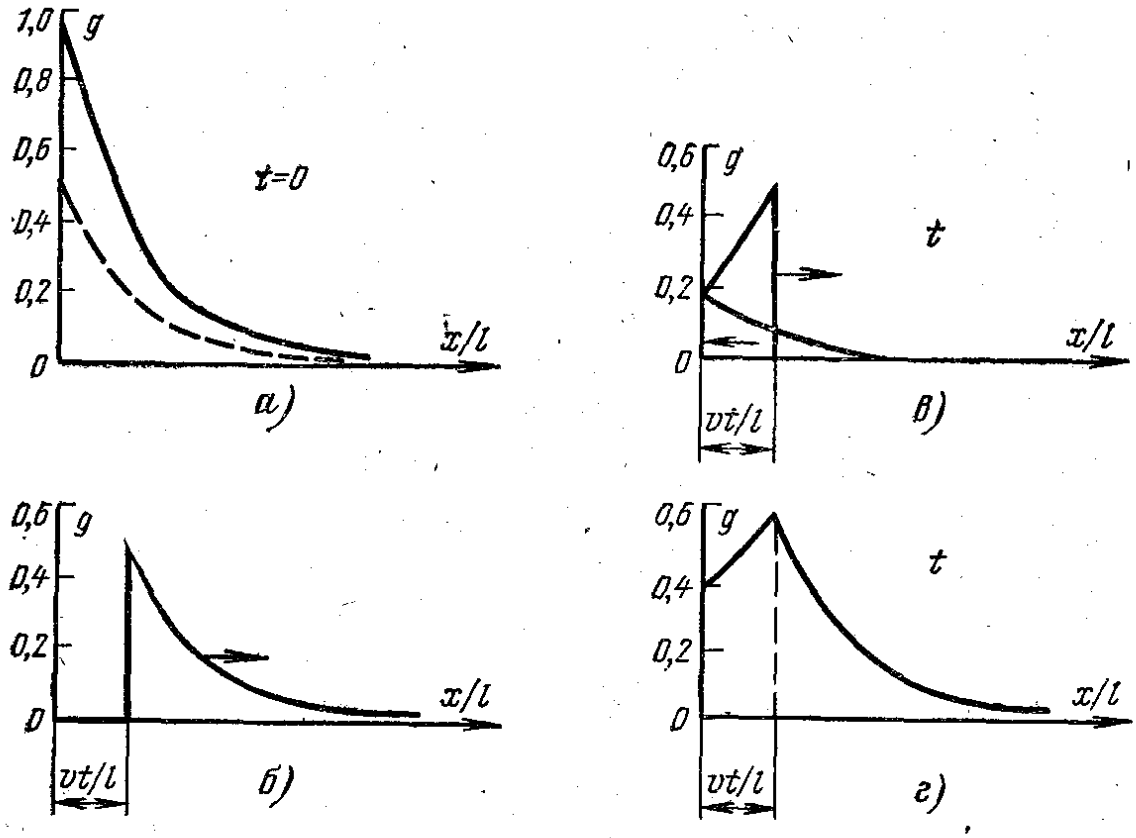


Рис. 13-30. Построение кривой распределения градиентов вдоль обмотки.

а — начальное распределение градиентов; *б* — полуволна, двигающаяся к концу обмотки; *в* — полуволна, двигающаяся к началу обмотки и отражающаяся от него; *г* — распределение градиентов в момент t.

нием тока по обмотке и образованием магнитного поля в магнитопроводе, которое сосредоточивается в узкой зоне в окрестности провода. Поэтому скорость распространения зарядов $v = c\sqrt{\mu\varepsilon}$ приблизительно равна половине скорости света, так как для трансформаторной изоляции $\varepsilon \approx 4$ и $\mu = 1$. Поскольку заряды

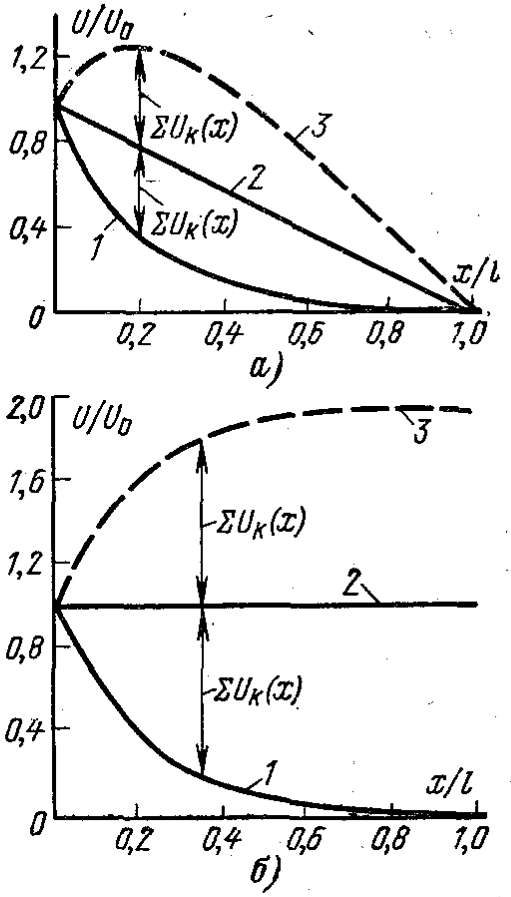


Рис. 13-31. Приближенное определение максимальных потенциалов в обмотке трансформатора с заземленной (*а*) и изолированной (*б*) нейтралью.

1 — начальное распределение напряжения; *2* — установившееся распределение напряжения; *3* — огибающая максимальных потенциалов.

связаны с градиентами в изоляции, можно говорить о распространении вдоль обмотки трансформатора «волны градиентов». Исходное распределение градиентов (рис. 13-30, *а*) делится на две половины, одна из которых движется к концу обмотки, а другая — к ее началу, отражаясь от него с тем же знаком (рис. 13-30, *б* и *в*). Результирующее распределение градиентов в каждый момент времени определяется суммой полуволн с учетом отражения от начала обмотки (рис. 13-30, *г*). Последующее отражение от конца обмотки определяется режимом заземления нейтрали (отражение с тем же знаком от заземленной нейтрали и с противоположным — при изолированной). Таким образом, высокие градиенты, возникающие в первый момент в начале обмотки, распространяются с небольшим затуханием в глубину обмотки.

Большие градиенты могут возникнуть не только при падении волны с крутым фронтом, но и при срезе вблизи начала обмотки, что учитывается при испытаниях.

Собственные колебания обмотки. Одновременно с процессом перераспределения градиентов начинается более сложный процесс собственных колебаний обмотки, описываемый уравнениями (13-54). Но даже не решая эти уравнения, можно утверждать, что напряжение в любой точке обмотки может быть представлено в виде

$$u(x, t) = U_{\text{уст}}(x) - \sum_{k=1}^{k=\infty} U_k(x) \cos \omega_k t, \qquad (13\text{-}61)$$

где $U_{\text{уст}}(x)$ представляет собой распределение напряжения по обмотке в установившемся или принужденном режиме, на которое накладываются собственные колебания с частотой ω_k и амплитудой $U_k(x)$.

При $t = 0$ из уравнения (13-61) можно получить выражение

$$\sum_{k=1}^{k=\infty} U_k(x) = U_{\text{уст}}(x) - u_{\text{нач}}(x), \qquad (13\text{-}62)$$

т. е. сумма амплитуд всех гармоник равна разности напряжений в установившемся и начальном режиме (при этом следует иметь в виду, что $U_k(x)$ могут быть как положительными, так и отрицательными).

Распределение напряжения в установившемся режиме зависит от способа заземления нейтрали. При заземленной нейтрали в силу однородности обмотки установившееся распределение напряжения определяется наклонной прямой, как показано на рис. 13-31, *а*. При изолированной нейтрали в установившемся режиме вся обмотка принимает одинаковый потенциал относительно земли и $u_{\text{уст}}(x)$ представляет собой горизонтальную прямую линию (рис. 13-31, *б*).

Таким образом, в обоих случаях нетрудно определить сумму амплитуд отдельных гармоник в любой точке обмотки. В процессе развития собственных

колебаний напряжение будет превосходить установившееся, стремясь к нему по мере затухания этих колебаний. Максимальное значение напряжения в каждой точке обмотки приближенно равно:

$$U_{\text{макс}}(x) \approx U_{\text{уст}}(x) + \sum_{k=1}^{k=\infty} U_k(x). \qquad (13\text{-}63)$$

Приближенность этого равенства связана не только с тем, что не учитывается затухание, которое наиболее велико у гармоник высших порядков, но и с тем обстоятельством, что отдельные гармоники достигают максимальных значений в различные моменты времени.

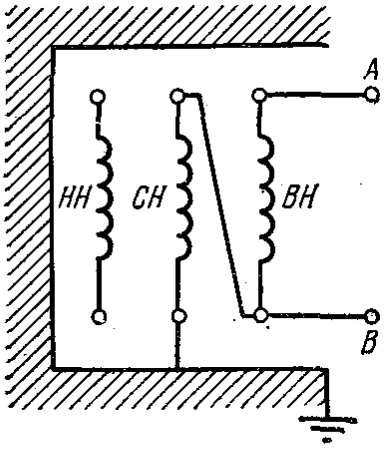


Рис. 13-32. Расположение обмоток автотрансформатора.

На основании (13-63) на рис. 13-31 построены кривые огибающих максимальных потенциалов, которые удовлетворительно согласуются с результатами измерений. При изолированной нейтрали наибольшее напряжение наблюдается на конце обмотки и может в 1,5—1,8 раза превышать напряжение в начале (при бесконечно длинном импульсе с вертикальным фронтом). При заземленной нейтрали наибольшее напряжение возникает в конце первой трети обмотки и составляет (1,2—1,3) U_0. Следовательно, в обоих случаях на главную изоляцию может воздействовать напряжение, существенно превышающее напряжение источника.

При воздействии импульса, отличающегося от бесконечного прямоугольного, например стандартного испытательного импульса, переходный процесс в значительной степени зависит от частот собственных колебаний обмотки, для определения которых нужно решить систему уравнений (13-54). В последнее время широкое распространение получило моделирование переходных процессов в обмотках, а также измерение параметров реальных трансформаторов. Расчеты и измерения показывают, что при длительности фронта 2—3 мкс ток в обмотке к моменту максимума напряжения еще мал, так что распределение напряжения почти не отличается от начального. Период собственных колебаний для основной гармоники обычно примерно равен десяткам микросекунд, т. е. соизмерим с длительностью стандартного импульса. Поэтому при воздействии реальных волн максимальные напряжения в обмотках трансформаторов несколько снижаются, особенно при изолированной нейтрали [до (1,2—1,4) U_0].

Особенности переходных процессов в обмотках автотрансформаторов. На рис. 13-32 схематично показано расположение обмоток автотрансформатора. При воздействии импульса на вывод A обмотки высшего напряжения $ВН$ и разомкнутом выводе B обмотки среднего напряжения $СН$ колебания в автотрансформаторе развиваются так же, как и в трансформаторе с заземленной нейтралью (рис. 13-33, *а*). При воздействии импульса со стороны вывода B среднего напряжения и разомкнутой обмотке высшего напряжения начальное и принужденное (установившееся) распределения напряжения вдоль обмотки $СН$ (рис. 13-33, *б*) характерны для трансформаторов с заземленной нейтралью. Приложенное напряжение будет стремиться создать в разомкнутой обмотке $ВН$ одинаковое напряжение, равное U_0, как для трансформаторов с изолированной нейтралью. Но поскольку в обмотке $СН$ проходит ток принужденного режима и обе обмотки индуктивно связаны друг с другом, в обмотке $ВН$ будет наводиться дополнительное напряжение, равное $(k-1)\,U_0$, где k — коэффициент трансформации. На рис. 13-33, *б* приведено установившееся распределение напряжения при характерном для автотрансформаторов значении $k = 2$. Из кривых видно, что максимальное напряжение в точке A теоретически может достигнуть $4U_0$. Однако непосредственные измерения показывают, что это напряжение не превосходит $3U_0$, что прежде всего вызвано затуханием свободных колебаний.

Переходы волн через обмотки. При воздействии импульса на одну из обмоток трансформатора появляется напряжение и на других обмот-

ках благодаря тому, что между обмотками существует емкостная и индуктивная связь или электрическая (емкостная) и электромагнитная (индуктивная) передача напряжения.

В момент, когда воздействующий на обмотку трансформатора импульс достигает максимума (несколько микросекунд), распределение напряжения вдоль обмотки близко к начальному, соответствующему емкостной схеме замещения. В двухобмоточном трансформаторе (рис. 13-34), кроме продольных емкостей K_1' и K_2' и емкостей относительно земли C_1' и C_2', существуют также распределенные емкости C_{12}'. Если пренебречь продольными емкостями K_2', то напряжение в любой точке обмотки *2* можно было бы подсчитать по формуле

$$u_2(x) = u_1(x)\frac{C'_{12}}{C'_2 + C'_{12}} = u_1(x)\frac{C'_{12}l}{C'_2 l + C'_{12} l}. \qquad (13\text{-}64)$$

В действительности из-за наличия связи между элементами обмотки *2* распределение напряжения вдоль нее имеет несколько другой характер, чем в обмотке 1, однако подсчет по (13-64) дает правильное представление о порядке величин. В частности, по этой формуле может быть подсчитано напряжение на линейном выводе обмотки *2*, если обмотка разомкнута. На практике к обмотке *2* всегда присоединена некоторая дополнительная емкость C (экранированных токопроводов, кабелей, шин, обмоток генераторов). В этом случае напряжение на зажимах обмотки *2*

$$u_2 = u_1\frac{C'_{12}l}{C'_1 l + C'_{12} l + C}. \qquad (13\text{-}64а)$$

Расчет по (13-64а) дает несколько преувеличенные результаты, так как в передаче напряжения участвует лишь часть емкостей C_{12} и C_2, поскольку напряжение резко

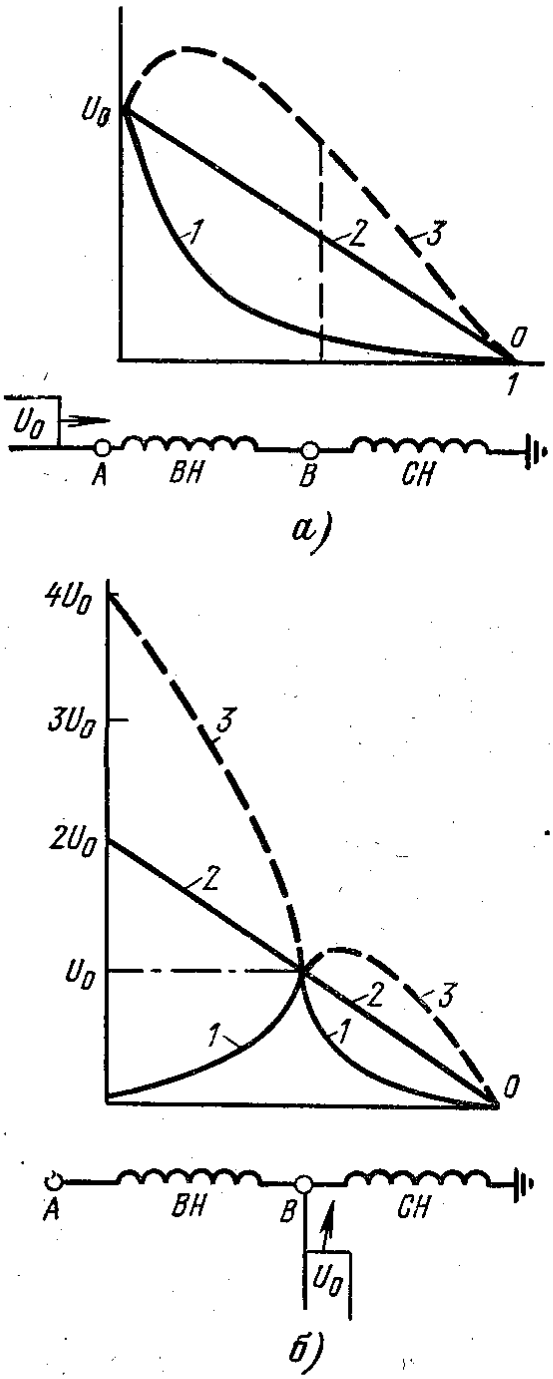


Рис. 13-33. Распределение напряжения в обмотках автотрансформатора при воздействии волны со стороны обмотки высшего (*а*) и среднего (*б*) напряжения при коэффициенте трансформации $k = 2$.

1 — начальное распределение; *2* — установившееся распределение; *3* — огибающая максимальных потенциалов.

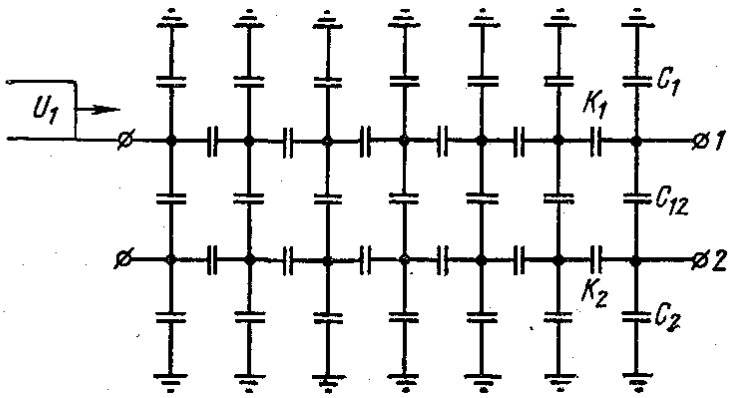


Рис. 13-34. Емкостная схема замещения двухобмоточного трансформатора.

падает по мере удаления от начала обмотки. Емкостная передача наиболее опасна для обмотки низшего напряжения при падении волны на обмотку высшего напряжения.

Электромагнитная передача напряжения через обмотки трансформаторов обусловлена взаимоиндукцией между обмотками и происходит в процессе собственных колебаний обмоток, в которых главную роль играет первая гармоника. Основное значение в этом процессе имеют индуктивности обмоток. Упрощенная схема замещения для оценки напряжений при электромагнитной передаче приведена на рис. 13-35, где k_1 — коэффициент трансформации, L_1 и L_2 — индуктивности рассеяния обмоток *1* и *2*, L_μ — индуктивность намагничивания, C — суммарная емкость обмотки *2* и внешней цепи, z — волновое сопротивление, включенное во внешнюю цепь (отходящие линии, обмотка генератора), r — сопротивление, учитывающее потери в схеме.

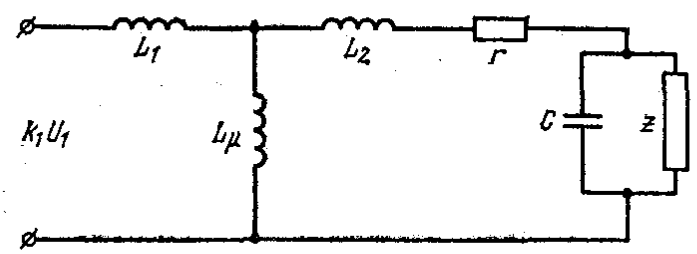


Рис. 13-35. Схема замещения для анализа электромагнитной передачи напряжения через обмотки трансформатора.

Переходный процесс в рассматриваемой схеме может быть апериодическим и колебательным, в связи с чем напряжение на выводах обмотки *2* может меняться от k_1u_1 ($C = 0$) до $2k_1u_1$ ($z = \infty$, $r \ll 2\sqrt{(L_1+L_2)/C}$); в этом случае на напряжение k_1u_1, которое передается в соответствии с коэффициентом трансформации, накладываются колебания с частотой $\omega_1 = 1/\sqrt{(L_1+L_2)C}$. На практике эти колебания сильно демпфированы; кроме того, максимальное напряжение ограничено из-за того, что длительность волны соизмерима с периодом собственных колебаний. В большинстве случаев напряжение, переданное электромагнитным путем на обмотку *2*, незначительно превосходит k_1u_1.

Электромагнитная передача наиболее опасна для обмотки высшего напряжения при падении волны на обмотку низшего или среднего напряжения, так как запасы прочности изоляции падают с ростом номинального напряжения.

13-7. ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ОБМОТКАХ ВРАЩАЮЩИХСЯ МАШИН

Точный анализ переходных процессов в обмотках вращающихся машин еще более сложен, чем для трансформаторов. Вместе с тем, если отбросить второстепенные детали, то окажется, что переходный процесс в обмотке машины при воздействии импульсного напряжения во многом аналогичен волновому процессу в линии конечной длины. Это связано с тем, что продольная емкость в обмотке машины не играет такой большой роли, как в обмотке трансформатора, так как отдельные катушки уложены в разных пазах и емкостные связи между ними весьма слабы.

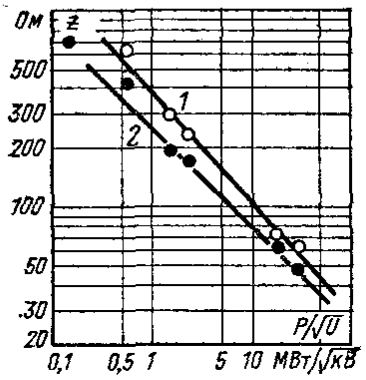


Рис. 13-36. Волновые сопротивления одной фазы вращающихся машин в зависимости от мощности и номинального напряжения.

1 — волна движется только по одной фазе; *2* — волна движется по всем трем фазам одновременно.

Это обстоятельство позволяет характеризовать волновые свойства обмотки тремя основными параметрами — волновым сопротивлением z, скоростью распространения волны v и коэффициентом затухания α. В действительности существенную роль играет также сглаживание фронта волны по мере проникновения в глубь обмотки.

В силу того, что обмотка машины уложена в пазы, значительная часть электромагнитного поля двигающейся волны проникает в сталь статора, т. е. в среду с большой магнитной проницаемостью. Благодаря этому скорость распространения волны $v = c/\sqrt{\varepsilon_r\mu_r}$ оказывается значительно меньше скорости света. Измерения показывают, что средняя скорость распространения волны вдоль

обмотки генераторов изменяется в пределах 80—15 м/мкс, уменьшаясь с увеличением мощности генератора.

Волновое сопротивление генератора также уменьшается при увеличении номинальной мощности, так как при этом возрастает сечение проводников обмотки, а следовательно, индуктивность обмотки уменьшается, а емкость возрастает. Вследствие роста толщины изоляции приблизительно пропорционально увеличению номинального напряжения волновое сопротивление растет приблизительно пропорционально $\sqrt{U_{ном}}$. Для ориентировочного определения волнового сопротивления обмотки можно пользоваться кривой рис. 13-36, полученной на основании имеющихся экспериментальных данных.

Опытных данных по затуханию волн в обмотках вращающихся машин относительно мало. Ориентировочно можно принимать коэффициент затухания равным примерно 0,02 мкс$^{-1}$.

Зная перечисленные волновые параметры обмоток вращающихся машин, рассчитать переходный процесс в обмотке не представляет особого труда. Для этого может быть использован, в частности, материал предыдущих параграфов.

ГЛАВА ЧЕТЫРНАДЦАТАЯ

ЗАЩИТА ОТ ПРЯМЫХ УДАРОВ МОЛНИИ

14-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Молниеотводы как средство защиты от прямых ударов молнии применялись задолго до начала нашей эры, но получили всеобщее признание только в середине XVIII века в результате работ Ломоносова и Франклина.

Назначение молниеотводов — воспринять подавляющее число ударов молнии в пределах защищаемой территории и отвести ток молнии в землю.

Каждый молниеотвод состоит из молниеприемника, возвышающегося над защищаемым объектом, заземлителя и токоотвода, соединяющего молниеприемник с заземлителем. По типу молниеприемников различают стержневые и тросовые молниеотводы. Стержневые молниеотводы выполняются в виде вертикально установленных стержней (мачт), соединенных с заземлителем, а тросовые — в виде горизонтально подвешенных тросов. Металлический стержневой молниеотвод или опора одновременно выполняют функции токоотвода. Если же молниеприемник молниеотвода (стержень, трос) расположен на изолирующих опорах (дымовые трубы, деревянные опоры), то по ним прокладываются тросы, соединяющие молниеприемник с заземлителем.

Защитное действие молниеотводов основано на явлении избирательной поражаемости молнией высоких объектов (гл. 12). Высота над поверхностью земли, при которой лидер начинает ориентироваться по направлению к наиболее высокому наземному объекту, называется высотой ориентировки молнии (H). Если головка лидера на высоте ориентировки находится в точке, расположенной над молниеотводом, то разряд поразит молниеотвод. По мере удаления точки ориентировки от молниеотвода повышается вероятность

удара молнии в землю, а при достаточном удалении точки ориентировки от молниеотвода разряды будут поражать в основном землю.

Если вблизи молниеотвода поместить более низкий по высоте защищаемый объект, то при определенном расстоянии между молниеотводом и объектом разрядное напряжение промежутка лидер молнии — объект будет всегда больше разрядных напряжений промежутков лидер — молниеотвод и лидер — земля. Объект будет защищен от прямого удара молнии.

Необходимым условием надежной защиты является хорошее заземление молниеотвода, так как при ударе молнии в плохо заземленный молниеотвод на нем создается весьма высокое напряжение, способное вызвать пробой с молниеотвода на защищаемый объект.

14-2. ЗОНЫ ЗАЩИТЫ МОЛНИЕОТВОДОВ

Зоной защиты принято называть определенное пространство вокруг молниеотвода: удары молнии в объект, полностью расположенный в этом пространстве, маловероятны. Поскольку разрядные напряжения длинных воздушных промежутков имеют значительные статистические разбросы, молниеотводы обеспечивают защиту объекта лишь с некоторой, но достаточно высокой степенью надежности (до 0,999).

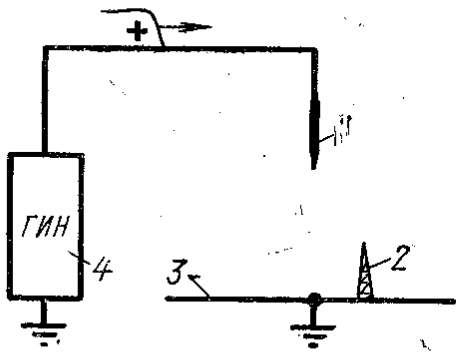


Рис. 14-1. Схема опытов по определению зон защиты.

1 — электрод, имитирующий конец лидерного канала на высоте ориентировки; *2* — модель молниеотвода; *3* — заземленная металлическая плоскость; *6* — генератор импульсных напряжений (*ГИН*).

Зоны защиты молниеотводов определяются опытным путем на моделях. При этом принимается, что зоны защиты реальных молниеотводов геометрически подобны зонам, полученным для лабораторных моделей. В качестве «модели» молнии используется импульсный искровой разряд, который в длинных промежутках имеет две основные стадии развития — лидерную и главную — и обладает, таким образом, качественным сходством с молнией.

Опыты проводятся по схеме рис. 14-1. На электрод, имитирующий конец лидерного канала на высоте ориентировки, подается стандартный импульс положительной полярности с максимальным значением, близким к 50%-ному разрядному напряжению. Полярность импульса выбрана положительной (несмотря на преимущественно отрицательную полярность молнии) для того, чтобы разряд развивался именно с этого электрода, а не с электрода, имитирующего молниеотвод. В экспериментах, проводившихся А. А. Акопяном в ВЭИ, для стержневых молниеотводов принималось $H/h = 20$ при $h \leqslant 30$ м и $H = 600$ м при $h > 30$ м. Соответствующие цифры для тросовых молниеотводов — $H = 10\ h$, но не более 300 м.

Справедливость принятой методики определения зон защиты не может быть строго доказана, поэтому полученные в лаборатории зоны защиты имеют до некоторой степени условный характер. Однако надежность разработанных на основе лабораторных экспериментов рекомендаций подтверждена многолетним опытом эксплуатации молниеотводов, и это дает возможность с уверенностью пользоваться этими рекомендациями.

Определение зон защиты производится следующим образом. Электрод, расположенный на высоте H (рис. 14-2), смещается относительно модели молниеотвода в горизонтальном направлении. Опыт показывает, что при $R = 3{,}5\,h$ все разряды поражают молниеотвод. При R_1 несколько большем R часть разрядов попадает в землю на расстоянии r от молниеотвода. Минимальная величина r_0 является радиусом зоны защиты на уровне земли.

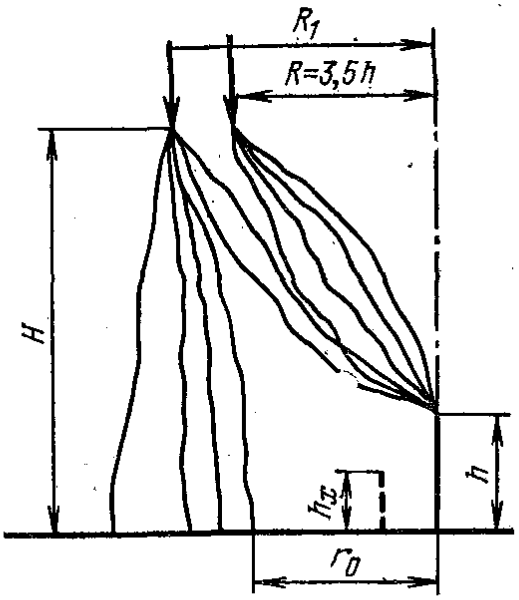


Рис. 14-2. Определение на модели зоны защиты стержневого молниеотвода.

Определение радиуса зоны защиты на высоте h_x производится с помощью стержня высотой h_x, имитирующего защищаемый объект. Верхний электрод, модель молниеотвода и модель объекта находятся в одной плоскости и перемещаются друг относительно друга. При каждом взаимном расположении электродов производится определенное число разрядов. В результате находится максимальное расстояние r_x между объектом и молниеотводом, при котором объект не поражается разрядами. Это расстояние r_x является радиусом зоны защиты молниеотводов на высоте h_x.

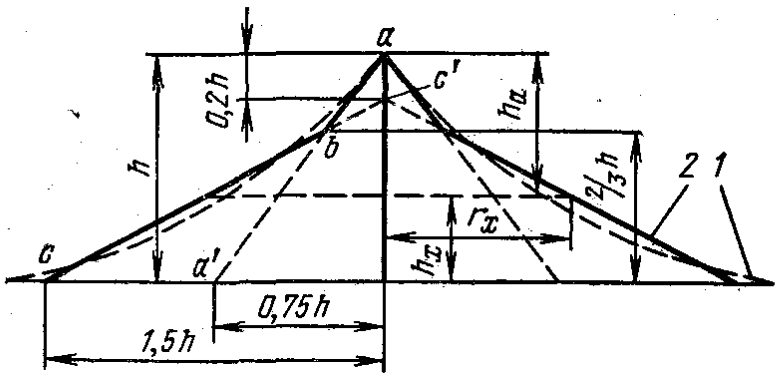


Рис. 14-3. Зона защиты стержневого молниеотвода (*1*) и ее упрощенное построение (*2*).

Чем больше разрядов производится при каждом расположении электродов, тем с большей надежностью определяется радиус зоны защиты и тем меньше вероятность поражения объекта, расположенного в зоне защиты молниеотвода.

Аналогично производится определение зон защиты систем стержневых молниеотводов и тросовых молниеотводов.

Зоны защиты стержневых молниеотводов. Зона защиты одиночного стержневого молниеотвода (рис. 14-3) представляет собой пространство вблизи молниеотвода, ограничен-

ное поверхностью вращения в виде «шатра», образующая которой может быть найдена по эмпирической формуле

$$r_x = p\frac{1{,}6}{1+h_x/h}(h-h_x), \qquad (14\text{-}1)$$

где $p = 1$ при $h \leqslant 30$ м, $p = \sqrt{30/h} = 5{,}5/\sqrt{h}$ при $h = 30 \div 100$ м.

Остальные обозначения видны на рисунке. Превышение высоты молниеотвода над высотой защищаемого объекта называется активной высотой молниеотвода ($h - h_x = h_a$).

Вместо использования (14-1) можно применить упрощенное построение очертаний защитной зоны, заменив криволинейную образующую ломаной линией (рис. 14-3). Один из отрезков этой

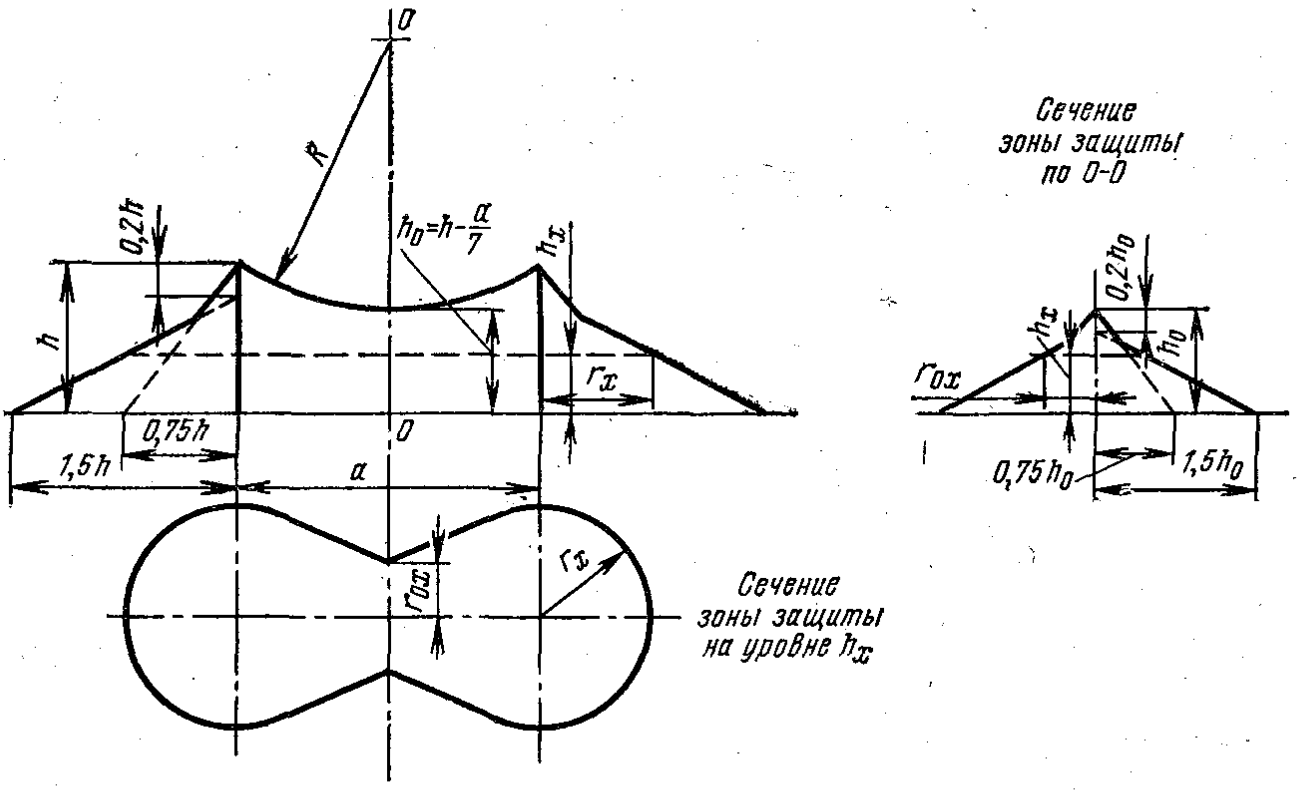


Рис. 14-4. Зона защиты двух стержневых молниеотводов.

ломаной ab является частью прямой, соединяющей вершину молниеотвода с точкой на поверхности земли, удаленной на расстояние $0{,}75\,ph$ от оси молниеотвода, а другой отрезок bc представляет собой часть прямой, соединяющей точку молниеотвода на высоте $0{,}8\,h$ с точкой на расстоянии $1{,}5\,ph$ от молниеотвода.

Зона защиты двух стержневых молниеотводов имеет значительно бóльшие размеры, чем сумма зон защиты двух одиночных молниеотводов. Выше отмечалось, что при $R = 3{,}5\,h$ (рис. 14-2) все разряды попадают в молниеотвод (R называется радиусом зоны 100%-ного попадания). Очевидно, если два молниеотвода находятся на расстоянии $a = 2R = 7h$, то точка поверхности, лежащая посередине между молниеотводами, не будет поражаться молнией. Если нужно защитить точку, находящуюся посередине между молниеотводами высотой h на высоте h_0, то расстояние между молниеотводами на высоте h_0 должно составлять $a \leqslant 7p\,(h - h_0)$. Или, если известны

высота и расстояние между молниеотводами, высота защищенной точки посредине между молниеотводами находится как

$$h_0 = h - a/7p. \qquad (14\text{-}2)$$

Внутренняя часть зоны защиты двух стержневых молниеотводов (рис. 14-4) в плоскости, проходящей через оба молниеотвода, ограничивается дугой окружности, которую можно построить по трем точкам: две из них — вершины молниеотводов, а третья расположена посередине между молниеотводами на высоте h_0. Внешняя часть зоны защиты строится так же, как и для одиночных стержневых молниеотводов. Построение сечений зоны защиты понятно из рис. 14-4.

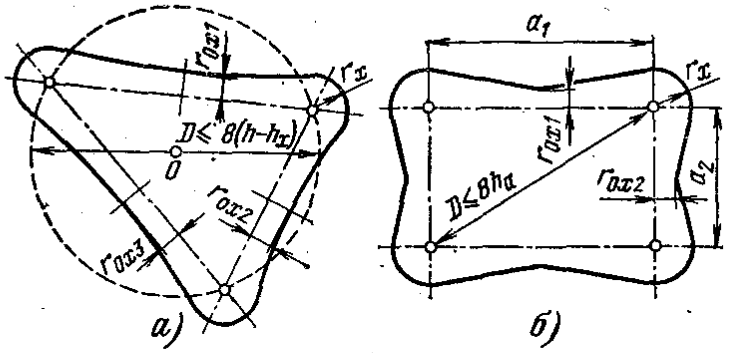


Рис. 14-5. Зона защиты и условия защиты при трех (*а*) и четырех (*б*) молниеотводах.

Такие объекты, как открытые распределительные устройства подстанций, располагаются на достаточно большой территории и защищаются поэтому несколькими молниеотводами. В этом случае внешняя часть зоны защиты определяется так же, как и зона защиты двух молниеотводов (рис. 14-5). Объект высотой h_x, находящийся внутри остроугольного треугольника или прямоугольника, в вершинах которого установлены молниеотводы, защищен в том случае, если диаметр окружности, проходящей через вершины треугольника, в которых установлены молниеотводы, или диагональ прямоугольника, в углах которого находятся молниеотводы, удовлетворяют условию

$$D \leqslant 8p\,(h - h_x) = 8ph_a. \qquad (14\text{-}3)$$

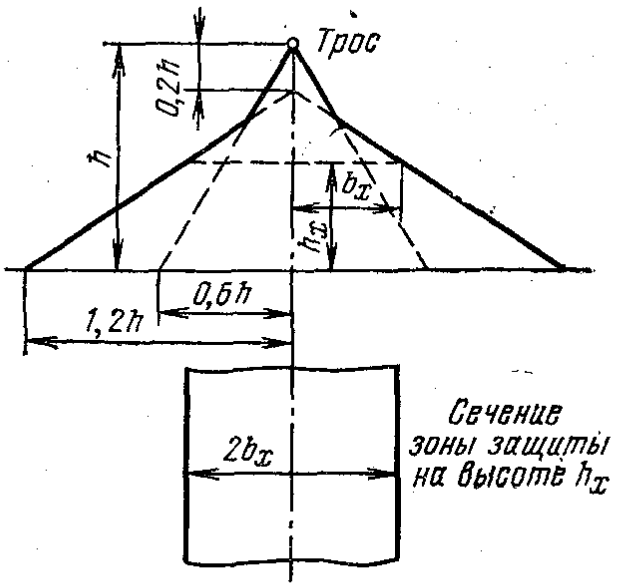


Рис. 14-6. Зона защиты тросового молниеотвода.

При произвольном расположении молниеотводов условие (14-3) должно быть проверено для каждых трех ближайших друг к другу молниеотводов в отдельности. При всех условиях высота h_x должна быть меньше фиктивной высоты h_0, определенной для каждой отдельно взятой пары молниеотводов.

Зоны защиты тросовых молниеотводов. Вертикальное сечение зоны защиты тросового молниеотвода строится так же, как для стержневого, но с другими числовыми коэф-

фициентами. Упрощенное построение зоны защиты одиночного троса приведено на рис. 14-6.

Внешняя часть зоны защиты двух параллельных тросовых молниеотводов, расположенных на расстоянии a (рис. 14-7), определяется так же, как и для одиночного троса. Внутренняя часть ограничена поверхностью, которая в сечении плоскостью, перпендикулярной тросам, дает дугу окружности; эта дуга проходит через три точки: два троса и точку посередине между ними на высоте

$$h_0 = h - a/4p. \qquad (14\text{-}4)$$

Условие защиты среднего провода при горизонтальном расположении проводов и двух тросах

$$a < 4p\,(h - h_x) = 4p\,(h_{тр} - h_{пр})$$

практически всегда осуществляется со значительным запасом.

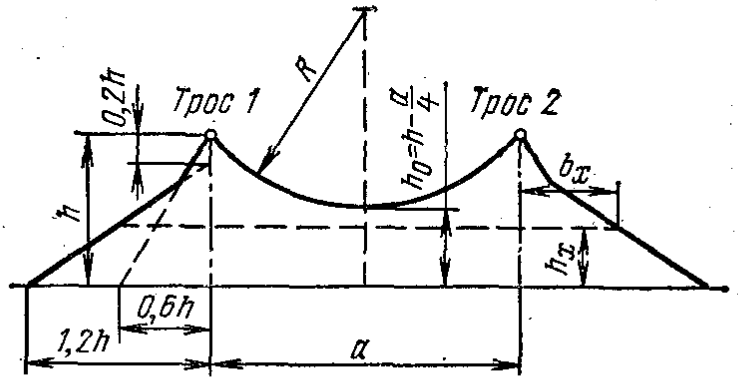


Рис. 14-7. Зона защиты двух параллельных тросов.

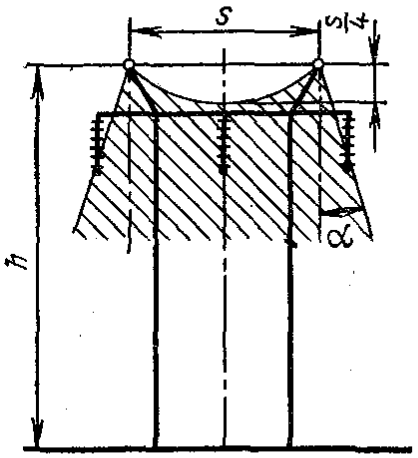


Рис. 14-8. Угол защиты α и зона защиты тросов на линии электропередачи.

При рассмотрении условий защиты внешних проводов (или любого провода при одном тросе) обычно пользуются понятием не зоны защиты, а угла защиты α (рис. 14-8). Для защитной зоны на высоте более $0{,}7\,h$ (рис. 14-6) $\alpha = \operatorname{arctg} 0{,}6 = 31°$.

Наличие защитных тросов не гарантирует 100%-ной надежности защиты; всегда существует некоторая вероятность поражения провода — «прорыва молнии мимо тросовой защиты». В отличие от подстанций, территории которых поражаются молнией 1 раз в несколько лет, линии подвергаются прямым ударам десятки раз за грозовой сезон (например, линия 500 кВ Волжская ГЭС им. В. И. Ленина — Москва поражалась около 200 раз). Поэтому даже весьма малая вероятность прорыва молнии имеет существенное значение. Эта вероятность подсчитывается по эмпирической формуле

$$\lg P_\alpha = \left(\alpha \sqrt{h_{оп}}/90\right) - 4, \qquad (14\text{-}5)$$

где $h_{оп}$ — высота опоры.

При $\alpha = 30°$ и $h_{оп} = 16$ м $P_\alpha \approx 0{,}002$, а при $h_{оп} = 36$ м $P_\alpha = 0{,}01$. Для снижения вероятности прорыва молнии уменьшают

защитные углы на высоких опорах путем раздвигания тросостоек к концам траверсы; условия защиты среднего провода при этом обычно сохраняются.

14-3. ОСОБЕННОСТИ МОЛНИЕЗАЩИТЫ ВЫСОКИХ ОБЪЕКТОВ

Защищать весьма высокие объекты с помощью еще более высоких отдельно стоящих молниеотводов нецелесообразно ни с технической, ни с экономической точки зрения, тем более, что эффективность молниеотводов снижается с увеличением их высоты.

Защита высоких объектов осуществляется с помощью молниеприемников, устанавливаемых на самом объекте. Поскольку высокие объекты, как правило, имеют металлический или железобетонный каркас, то он используется в качестве токоотвода. Для этого предусматривается надежное соединение во время строительства стальной арматуры железобетонных деталей каркаса.

Объекты высотой 100 м и более достаточно часто поражаются молнией. Например, Останкинская телевизионная башня (высота 537 м), по данным ЭНИН, поражается в среднем 30 раз в грозовой сезон. При этом поражениям подвергаются не только вершина, но и боковые выступающие части. Для предотвращения разрушений в местах возможного поражения молнией устанавливаются молниеприемники, соединяемые с каркасом сооружения. В качестве таких молниеприемников используются как конструктивные элементы сооружения, так и специальные металлические проводники.

К каркасу объекта, являющемуся токоотводом, с целью выравнивания потенциалов по горизонтальным уровням (через каждые 10—15 м по высоте) присоединяются трубопроводы, протяженные металлические элементы (например, каркасы лифтов), а также металлические экраны электропроводки и оболочки кабелей.

Каркас объекта через каждые 20—30 м по его периметру присоединяется к заземляющему контуру.

Для защиты электрооборудования:

все сети низкого напряжения как внутри, так и снаружи объекта прокладываются в стальных трубах;

корпуса всей электроаппаратуры, а также нейтрали трансформаторов присоединяются к каркасу;

оболочки входящих в объект кабелей присоединяются в месте входа к каркасу или к заземляющему контуру.

Выполнение всех этих мероприятий позволяет обеспечить безопасность людей, предохранить от разрушений внешние непроводящие элементы объекта и обеспечить безаварийную работу электрооборудования.

14-4. КОНСТРУКТИВНОЕ ВЫПОЛНЕНИЕ МОЛНИЕОТВОДОВ

В качестве несущих устройств для крепления токоведущих частей молниеотводов должны там, где это возможно, использоваться конструкции самих защищаемых объектов. Например, на подстанциях молниеприемники могут устанавливаться на металлических порталах, предназначенных для подвески ошиновки, а сами порталы могут использоваться в качестве токоотводов, соединяющих молниеприемники с заземлителем.

Для отдельно стоящих молниеотводов в качестве несущих элементов используются железобетонные или деревянные стойки (при высоте до 20 м). Для токоотвода используется металлическая арматура железобетонных стоек, по деревянным стойкам прокладывается специальный токоведущий спуск к заземлителю. При высоте

более 20 м применяют стальные решетчатые конструкции. Рекомендуется молниеотводы выполнять в виде свободно стоящих конструкций без растяжек.

Сечение токоведущих частей молниеотвода, как указано в гл. 12, определяется их термической стойкостью. Если в формуле (12-7) принять для стали $\gamma = 7800$ кг/м^3, $c = 46$ кДж/кг·°С, $\rho = 3 \cdot 10^{-7}$ Ом·м (с учетом нагрева), $k = 3$, $\Sigma q_k = 100$ Кл, $I_{ср} = 100$ кА, получим:

$$t = 1{,}25 \cdot 10^{-6}/S^2.$$

При сечении провода 50 мм^2 ($5 \cdot 10^{-5}$ м^2) его температура повысится приблизительно до 600 °С, что можно считать приемлемым, так как в расчете приняты предельные параметры молнии, вероятность которых весьма мала. Поэтому токоведущие части молниеотводов обычно имеют сечение около 50 мм^2 (круглая сталь диаметром 8 мм).

Для предохранения от коррозии токоотводы красятся или оцинковываются. Применение многопроволочного стального троса по условиям коррозии не рекомендуется.

Все вопросы, связанные с устройством, расчетом и выбором заземлителей молниеотводов, рассматриваются в гл. 15, 17, 18.

ГЛАВА ПЯТНАДЦАТАЯ

ЗАЗЕМЛЕНИЯ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

15-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Различают три вида заземлений: рабочее заземление, защитное заземление и заземление грозозащиты, причем в ряде случаев один и тот же заземлитель может выполнять два или три назначения одновременно.

К рабочему заземлению относятся заземление нейтралей силовых трансформаторов, генераторов, дугогасящих аппаратов, измерительных трансформаторов напряжения, реакторов, заземление фазы при использовании земли в качестве рабочего провода и пр.

Защитное заземление выполняется для обеспечения безопасности людей, обслуживающих электрическую установку, путем заземления металлических частей установки (например, баков трансформаторов), которые нормально имеют нулевой потенциал, но могут оказаться под напряжением при перекрытии или пробое изоляции.

Заземление грозозащиты служит для отвода тока молнии в землю от защитных разрядников, стержневых и тросовых молниеотводов или других конструкций, в которые произошел удар молнии.

Заземлитель характеризуется сопротивлением, которое окружающая земля оказывает стекающему с него току. Сопротивление заземлителя при стекании с него относительно небольшого по сравнению с токами молнии и медленно меняющегося по времени тока промышленной частоты называется *стационарным*. При больших токах, характерных для молнии, напряженность электрического поля в земле вблизи поверхности заземлителя превышает пробивную напряженность грунта. В земле возникают искровые процессы, которые как бы увеличивают размеры заземлителя и уменьшают его сопротивление. С другой стороны, при больших скоростях изменения тока по времени, также характерных для молнии, начинает сказываться индуктивность заземлителя. Если заземлитель достаточно длинный, то с удаленных участков заземлителя вследствие влияния индуктивности стекает меньший ток, чем в стационарном режиме, из-за чего эффективная длина заземлителя как бы уменьшается и сопротивление его возрастает. Сопротивление заземлителя при стекании с него токов молнии называется *импульсным*, а отношение импульсного сопротивления к стационарному — *импульсным коэффициентом заземлителя* α.

Заземлитель, имеющий относительно небольшую длину, у которого его индуктивность практически никакой роли не играет, называется сосредоточенным заземлителем, и его импульсный коэффициент из-за искровых процессов в земле всегда меньше единицы.

Заземлитель, у которого заметно проявляется влияние индуктивности, называется *протяженным* заземлителем, и его импульсный коэффициент может быть как больше, так и меньше единицы в зависимости от преобладающего влияния индуктивности или искровых процессов.

Здесь и далее не учитывается влияние на импульсное сопротивление заземлителя его емкости, не имеющей практического значения в обычных грунтах с удельным сопротивлением менее 5000 Ом·м.

Стационарное сопротивление заземлителя в однородном грунте может быть определено аналитически и наиболее просто для полушарового заземлителя. Предположим, что такой заземлитель присоединен к баку трансформатора и отводит в землю ток промышленной частоты в случае перекрытия или пробоя изоляции (рис. 15-1).

Сопротивление для растекания тока с полушарового заземлителя радиусом r_0 в грунте с удельным сопротивлением ρ составляет:

$$R = \int_{r_0}^{\infty} dR = \frac{\rho}{2\pi} \int_{r_0}^{\infty} \frac{dr}{r^2} = \frac{\rho}{2\pi r_0}, \qquad (15\text{-}1)$$

и потенциал электрического поля заземлителя равен:

$$U_r = I \int_{r}^{\infty} dR = \frac{I\rho}{2\pi r}, \qquad (15\text{-}2)$$

где I — ток, стекающий с заземлителя.

Человек, касающийся бака во время протекания тока, оказывается под разностью потенциалов бака и земли в месте расположения ног человека, под так называемым напряжением прикосновения:

$$U_{\text{п}} = U - U_r. \qquad (15\text{-}3)$$

Человек, идущий к трансформатору, оказывается под шаговым напряжением $U_{\text{ш}}$. Напряжение прикосновения или шага распределяется между сопротивлением тела человека и сопротивлением растеканию тока со ступней человека в земле.

Для обеспечения безопасности обслуживающего персонала заземляющее устройство следует проектировать таким образом, чтобы напряжения на теле человека от $U_{\text{п}}$ и $U_{\text{ш}}$ в любых условиях не превосходили безопасных для человека величин. Достигнуть этого можно уменьшением сопротивления заземлителя, выравниванием распределения потенциала заземлителя по поверхности земли вблизи заземленных объектов, а также увеличением сопротивления растеканию тока со ступней человека в земле путем подсыпки гравия или использованием изолирующих площадок и бот.

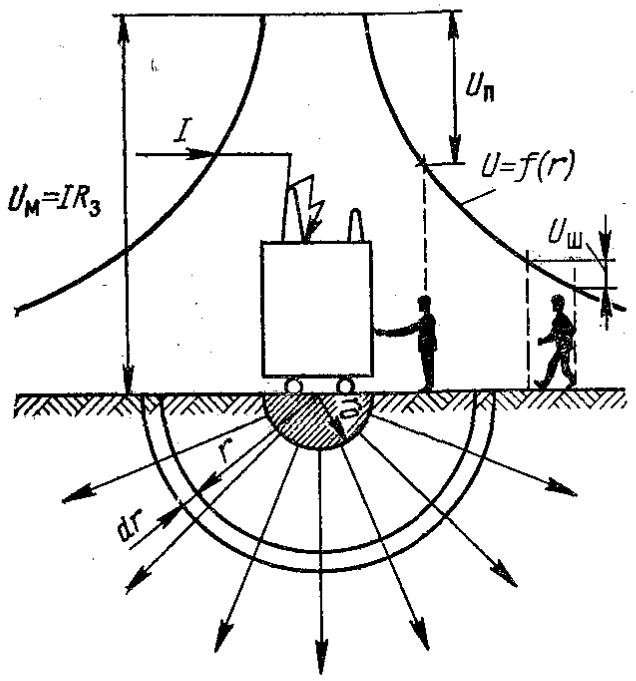


Рис. 15-1. К определению сопротивления заземлителя, напряжения прикосновения и шага.

Грунт минерального или органического происхождения, в котором происходит растекание тока с заземлителя, имеет в сухом состоянии ничтожную электропроводность твердой основы. Однако различные соли и кислоты, содержащиеся в земле, при наличии влаги создают электролиты, которые и определяют в основном электропроводность земли. Чем меньше размеры частиц грунта, тем больше его влагоемкость. Песок имеет пористую структуру, беден электролитами и обладает очень малой влагоемкостью, глина и перегной имеют коллоидное строение частиц, значительную влагоемкость, богаты электролитами и предпочтительны для размещения заземлителей. Приближенные значения удельного сопротивления некоторых грунтов приводятся ниже:

Грунт	Удельное сопротивление ρ, Ом·м
Песок	400 и более
Супесок	300
Суглинок	100
Глина	60
Чернозем	50
Торф	20

В общем случае грунт, в котором размещаются заземлители, является неоднородным по глубине. Проектирование заземляющего устройства должно вестись с учетом неоднородности грунта на основании результатов непосредственных измерений удельного сопротивления различных горизонтальных слоев грунта методом вертикального электрического зондирования и с учетом сезонных изменений удельного сопротивления верхнего слоя.

Если измерение удельного сопротивления грунта проводилось не в наиболее тяжелый (расчетный) сезон, то расчетное значение удельного сопротивления для слоя сезонных изменений

$$\rho_{\text{расч}} = K\rho_{\text{изм}}, \qquad (15\text{-}4)$$

где K — сезонный коэффициент.

Ниже приведены примерные значения K для средней полосы СССР при толщине слоя сезонных изменений $H_c = 2$ м в условиях зимы (для расчета рабочих и защитных заземлений) и в условиях грозового сезона (для расчета заземлений грозозащиты).

Значения сезонного коэффициента K

Заземление	Влажность почвы перед измерением		
	повышенная	средняя	пониженная
Рабочее и защитное	5	2,7	1,9
Грозозащиты	2,6	1,4	—

При проектировании заземлителей реальный неоднородный грунт заменяется двухслойной моделью с удельными сопротивлениями ρ_1 и ρ_2 соответственно верхнего и нижнего слоя.

Расчет сопротивления и напряжения прикосновения заземлителей в двухслойном грунте ведется по соответствующим расчетным эквивалентным сопротивлениям $\rho_э$, при которых R и $U_п$ имеют ту же величину, что и в неоднородном грунте. При этом $\rho_э$ зависит от соотношения ρ_1 и ρ_2, глубины границы их раздела, а также глубины распространения электрического поля заземлителя, которое определяется размерами и формой заземлителя. Чем больше горизонтальные и особенно вертикальные размеры, тем больше сказывается влияние нижнего слоя. Расчетное удельное сопротивление $\rho_э$ определяется по кривым, построенным на основе аналитических расчетов ВИЭСХ и методов физического моделирования для разных отношений ρ_1/ρ_2 и разных типов заземлителей.

Импульсное сопротивление заземлителей грозозащиты зависит не только от удельного сопротивления грунта, но и от его пробивной напряженности $E_{пр}$. Наименьшие величины $E_{пр}$ наблюдаются в грунтах с удельным сопротивлением около 500 Ом·м и при предразрядном времени 3—5 мкс составляют 6—12 кВ/см.

Для заземлителей используются горизонтальные и вертикальные электроды, углубленные на расстояние $h = 0{,}5 — 1$ м от поверхности земли. Для горизонтальных заземлителей применяется полосовая сталь шириной 20—40 мм и толщиною не менее 4 мм и круг-

лая сталь диаметром не менее 6 мм. В качестве вертикальных заземлителей применяются стальные трубы, угловая сталь и металлические стержни. В табл. 15-1 приводятся формулы для расчета стационарного сопротивления заземлителей, причем формула для вертикального электрода приводится без учета углубления, которое мало влияет на его сопротивление.

Таблица 15-1

Формулы для расчета стационарного сопротивления заземлителей

Заземлитель	Глубина укладки	Сечение электрода	
		круглое (диаметр d)	прямоугольное (ширина b)
Горизонтальный лучевой длиною l	h	$R=\frac{\rho_э}{2\pi l}\ln\frac{l^2}{hd}$	$R=\frac{\rho_э}{2\pi l}\ln\frac{2l^2}{hb}$
	$h=0$	$R=\frac{\rho_э}{\pi l}\ln\frac{2l}{d}$	$R=\frac{\rho_э}{\pi l}\ln\frac{4l}{b}$
Вертикальный длиною l	$h=0$	$R=\frac{\rho_э}{2\pi l}\ln\frac{4l}{d}$	—

Усовершенствованные методы погружения вертикальных электродов в грунт позволяют применять электроды длиной до 20 м, что дает возможность достигнуть более проводящих слоев грунта (уровня подпочвенных вод) и уменьшить влияние сезонных изменений удельного сопротивления грунта на сопротивление заземлителя. Длинные вертикальные электроды обеспечивают более пологую кривую распределения потенциала по поверхности земли и оказываются более экономичными по сравнению с короткими из-за меньшего их количества и меньшего взаимного влияния их электрических полей друг на друга.

15-2. ТРЕБОВАНИЯ К ЗАЗЕМЛЕНИЮ СТАНЦИЙ И ПОДСТАНЦИЙ

На станциях и подстанциях выполняются заземления: защитное, рабочее и грозозащиты. Требования, предъявляемые Правилами устройства электроустановок (ПУЭ) к защитному заземлению электроустановки, зависят от режима сети, в которой она работает. В сети с заземленной нейтралью ток однофазного к. з. достигает десятков килоампер с длительностью протекания, определяемой временем срабатывания основной релейной защиты ($t \leqslant 0{,}15$ с). В сети с изолированной нейтралью он изменяется от единиц до десятков ампер, но может протекать длительное время. В соответствии с различными значениями тока и его длительности к сопротивлению защитного заземления предъявляются различные требования. В любое время года это сопротивление должно быть

в сетях с заземленной нейтралью $R \leqslant 0{,}5$ Ом; в сетях с изолированной нейтралью $R \leqslant 250/I_р$ для установок выше 1000 В или $R \leqslant 125/I_р$, для установок как выше так и ниже 1000 В. Здесь $I_р$ — расчетный ток замыкания на землю и R — сопротивление заземлителя, не более 10 Ом.

В сетях с изолированной нейтралью

$$I_р = I_C = 3U_ф \omega C,$$

где C — емкость одной фазы на землю всей электрически связанной воздушной и кабельной сети.

В сетях с компенсацией емкостного тока расчетным током является остаточный ток замыкания на землю при отключении наиболее мощного из компенсирующих аппаратов, равный не менее чем 30 А, а для заземляющих устройств, к которым присоединены компенсирующие аппараты, — ток, равный 125% номинального тока этих аппаратов.

Защитное заземление на станциях и подстанциях необходимо выполнять во всех случаях для всех установок переменного и постоянного напряжения 500 В и выше. Для установок напряжением ниже 500 В защитное заземление осуществляется лишь в помещениях с повышенной опасностью, особо опасных и в наружных установках, за исключением установок переменного тока 36 В и ниже.

Для рабочих и защитных заземлений установок всех напряжений используется общий заземлитель. Требования к защитному заземлению в большинстве случаев перекрывают требования к рабочему заземлению (сопротивление заземления должно быть много меньше сопротивления нулевой последовательности).

Для заземляющего устройства станций и подстанций в первую очередь должны быть использованы естественные заземлители, т. е. металлические элементы, проложенные в земле для других целей, но которые возможно использовать в качестве электродов заземлителя: грозозащитные заземления опор линий с сопротивлением 10—30 Ом, соединенные с заземлителем подстанций грозозащитным тросом (система трос — опоры); металлические оболочки кабелей; водопроводные и другие металлические трубопроводы; металлические конструкции и арматура железобетонных конструкций зданий и сооружений, имеющие соединение с землей и пр.

Сопротивление заземления системы трос — опоры при числе опор не менее 20 составляет:

$$R_{тр\text{-}оп} = \sqrt{R_{тр} R_{оп}}, \qquad (15\text{-}5)$$

где $R_{тр}$ — сопротивление пролета троса между опорами; $R_{оп}$ — сопротивление заземления опоры.

Допустимое сопротивление $R_з$ искусственного заземлителя при наличии естественных заземлителей определяется из уравнения

$$R_{доп} = \frac{R_{ест} R_з}{R_{ест} + R_з}, \qquad (15\text{-}6)$$

где $R_{ест}$ — сопротивление естественных заземлителей; $R_{доп}$ — допустимая величина сопротивления заземления по ПУЭ.

Расчеты показали, что требования ПУЭ к ограничению сопротивления не выше 0,5 Ом для защитных заземлений станций и подстанций в сетях с заземленной нейтралью трудновыполнимы, в особенности при отсутствии естественных заземлителей в грунтах с большим удельным сопротивлением, а при малогабаритных подстанциях даже и в хороших грунтах. Исследования показывают, что в ряде случаев безопасные напряжения на теле человека могут быть достигнуты при большем, чем 0,5 Ом, значении сопротивления заземления и при меньшем расходе металла. Поэтому в последнее время появились предложения: расчет защитного заземления станций и подстанций в сетях с заземленной нейтралью производить по условию ограничения напряжения на теле человека до допустимой величины при потенциале на заземлителе не выше 10 кВ.

15-3. ИСКУССТВЕННЫЕ ЗАЗЕМЛИТЕЛИ СТАНЦИЙ И ПОДСТАНЦИЙ

В общем случае искусственный заземлитель станции и подстанции состоит из горизонтальных полос, образующих на площади, занятой открытой подстанцией, сетку из параллельных и пересекающихся полос для подсоединения заземляемых элементов оборудования и конструкций выравнивания потенциала по поверхности земли и объединения вертикальных электродов, расположенных по контуру, охватывающему всю установку (как открытое, так и закрытое распределительное устройство).

Аналитический расчет сопротивления сложного заземлителя производится путем определения собственных и взаимных сопротивлений элементов заземлителя и требует большого количества вычислений. Другим методом, используемым для расчета как сопротивления заземления, так и напряжения прикосновения, является метод физического моделирования сложных заземлителей с исследованием их геометрически подобных моделей в электролитической ванне.

Представим себе горизонтальный заземлитель диаметром d и длиной L, уложенный у поверхности земли ($h = 0$) по периметру прямоугольника с площадью S. Сопротивление такого заземлителя больше, чем сопротивление полосы, вытянутой в одну линию, за счет взаимного экранирования сторон:

$$R = \frac{\rho_э}{\pi l} \ln \frac{2L}{d} + \Delta, \qquad (15\text{-}7)$$

Член Δ, учитывающий увеличение сопротивления из-за экранирования, зависит от соотношения сторон прямоугольника a и b. Если площадь, охватываемая заземлителем, постоянна, то длина заземлителя (периметр) увеличивается с увеличением a/b, одновременно уменьшается первый член в формуле (15-7) и увеличивается Δ. В результате при измерении a/b в широких пределах R

остается практически постоянным. Это позволяет вести расчеты сопротивления заземлителя подстанции, заменив ее реальную конфигурацию эквивалентным квадратом со стороной $\sqrt{S}$.

Если заземлитель выполнен в виде сетки, то его сопротивление снижается, однако эффект экранирования ограничивает это снижение. Аналогично влияют на R и вертикальные электроды. При достаточной густоте сетки, что характерно для современных подстанций, R практически не зависит от d и глубины укладки и подсчитывается по эмпирической формуле

$$R = \rho_э \left(\frac{A}{\sqrt{S}} + \frac{1}{L + nl} \right), \qquad (15\text{-}8)$$

где L — суммарная длина всех горизонтальных электродов; n и l — число и длина вертикальных электродов; A — коэффициент, зависящий от отношения $l/\sqrt{S}$.

Значения коэффициента A приведены ниже:

$l/\sqrt{S}$	0	0,02	0,05	0,1	0,2	0,5
A	0,44	0,43	0,40	0,37	0,33	0,26

При большом числе ячеек сетки $\left(L \geqslant 4\sqrt{S}\right)$ или вертикальных электродов R стремится к пределу $\rho_э A/\sqrt{S}$, что соответствует сопротивлению металлического параллелепипеда объемом Sl.

15-4. ИМПУЛЬСНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЗАЗЕМЛИТЕЛЕЙ ГРОЗОЗАЩИТЫ

Расчет сосредоточенных заземлителей. Расчет импульсного сопротивления сосредоточенных заземлителей строится на основе приближенного представления о равномерном развитии вокруг заземлителя идеально проводящей искровой зоны, ограниченной поверхностью с напряженностью $E = E_{пр}$. Это сопротивление рассчитывается по формулам для расчета стационарного сопротивления заземлителя, но для электрода с фиктивными размерами, определяемыми размерами искровой зоной при максимальном значении импульсного тока I и длительности фронта $\tau_ф$. Расчет импульсных сопротивлений в неоднородном грунте с достаточной точностью может проводиться по эквивалентному удельному сопротивлению $\rho_э$, определяемому в стационарном режиме.

Полушаровой заземлитель. На границе искровой зоны с фиктивным радиусом $r_ф$ напряженность определяется как

$$E = E_{пр} = \frac{I}{2\pi r_ф^2} \rho_э, \qquad (15\text{-}9)$$

где $E_{пр}$ — пробивная напряженность грунта при предразрядном времени $t = \tau_ф$. Отсюда

$$r_ф = \sqrt{I\rho_э / 2\pi E_{пр}}. \qquad (15\text{-}10)$$

Импульсное сопротивление и импульсный коэффициент соответственно равны:

$$R_и = \rho_э/2\pi r_ф = \sqrt{\rho_э E_{пр}/2\pi I}; \qquad (15\text{-}11)$$

$$\alpha = R_и/R = r/r_ф = r\sqrt{2\pi E_{пр}/I\rho_э}. \qquad (15\text{-}11а)$$

Импульсное сопротивление заземлителя $R_и$ при токе I, приводящем к развитию искровой зоны, не зависит от геометрического размера электрода, а определяется характеристиками грунта и параметрами импульса тока ($\rho_э$, $E_{пр}$, I).

Аналогично проводится расчет вертикального и горизонтального заземлителей небольшой длины l. С учетом большого отношения длины к диаметру (l/d) для этих заземлителей электрическое поле по всей длине принимается за плоскопараллельное.

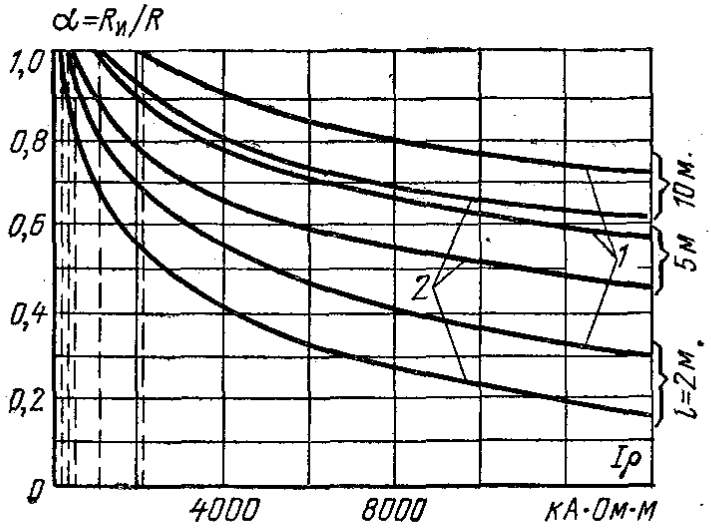


Рис. 15-2. Импульсные коэффициенты вертикальных заземлителей в зависимости от величины $I\rho$, l и $E_{пр}$.

1 — для $E_{пр} = 12$ кВ/см; *2* — для $E_{пр} = 6$ кВ/см.

Вертикальный заземлитель (*при* $h = 0$). На границе искровой зоны в виде цилиндрической поверхности с радиусом $r_ф$ напряженность электрического поля равна:

$$E = E_{пр} = \frac{I}{2\pi r_ф l}\rho_э, \qquad (15\text{-}12)$$

импульсное сопротивление и импульсный коэффициент заземлителя определяются как

$$R_и \approx \frac{\rho_э}{2\pi l}\ln\frac{2l}{r_ф} = \frac{\rho_э}{2\pi l}\ln\frac{4\pi l^2 E_{пр}}{I\rho_э}; \qquad (15\text{-}13)$$

$$\alpha = \frac{R_и}{R} = \frac{\ln\dfrac{4\pi l^2 E_{пр}}{I\rho_э}}{\ln 4l/d}. \qquad (15\text{-}13а)$$

Из (15-11а) и (15-13а) видно, что импульсный коэффициент зависит от произведения $I\rho_э$. Эта зависимость для вертикальных заземлителей приведена на рис. 15-2.

Протяженный горизонтальный заземлитель ($\rho < 5000$ Ом·м). При небольшом импульсном токе, когда искровым процессом в земле можно пренебречь, расчет протяжен-

ного заземлителя ведется по схеме замещения с распределенными постоянными параметрами L и g.

Индуктивность на единицу длины, мкГ/м, заземлителя радиуса r принимается равной индуктивности уединенного проводника:

$$L = 0{,}2\left[\ln\frac{l}{r} - 0{,}31\right], \qquad (15\text{-}14)$$

а проводимость на единицу длины, 1/Ом·м, определяется по сопротивлению заземлителя:

$$g = 1/Rl. \qquad (15\text{-}14а)$$

После решения дифференциальных уравнений схемы

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = L\frac{\partial i}{\partial t}; \quad -\frac{\partial i}{\partial x} = ug \qquad (15\text{-}15)$$

при заданном косоугольном импульсе тока в начале заземлителя $i\,(0,\ t) = at$ получаем напряжение на заземлителе

$$u\,(x,\ t) = \frac{a}{gl}\left[t + 2T_1\sum_{k=1}^{k=\infty}\frac{1}{k^2}\left(1 - e^{-t/T_k}\right)\cos\frac{k\pi x}{l}\right], \qquad (15\text{-}16)$$

где

$$T_1 = \frac{Lgl^2}{\pi^2} = \frac{Ll}{\pi^2 R}; \quad T_k = \frac{T_1}{k^2}. \qquad (15\text{-}17)$$

Отсюда импульсное сопротивление заземлителя

$$z\,(0,\ t) = \frac{u\,(0,\ t)}{i\,(0,\ t)} = \frac{1}{gl}\left[1 + \frac{2T_1}{t}\sum_{k=1}^{k=\infty}\frac{1}{k^2}\left(1 - e^{-t/T_k}\right)\right]. \qquad (15\text{-}18)$$

Если при длительности фронта импульса тока $\tau_ф$ отношение $\tau_ф/T_1 > 3$, то

$$e^{-\tau_ф/T_1} < 0{,}05; \quad 1 - e^{-\tau_ф/T_1} \approx 1; \quad \sum_{k=1}^{k=\infty}\frac{1}{k^2} = \frac{\pi^2}{6}$$

и импульсное сопротивление заземлителя для момента, соответствующего максимальному значению импульса тока, будет:

$$z(0,\ \tau_ф) = \frac{1}{gl}\left[1 + \frac{2T_1}{\tau_ф}\sum_{k=1}^{k=\infty}\frac{1}{k^2}\right] = R\left[1 + \frac{T_1\pi^2}{3\tau_ф}\right] = R + \frac{Ll}{3\tau_ф}. \qquad (15\text{-}19)$$

Из (15-19) видно, что импульсное сопротивление протяженного заземлителя состоит из стационарного сопротивления R и добавочного переходного индуктивного сопротивления $Ll/3\tau_ф$. Относительное влияние индуктивности возрастает при увеличении отношения $T_1/\tau_ф$, т. е. при уменьшении длительности фронта $\tau_ф$ и удельного сопротивления грунта и при увеличении длины заземлителя.

При учете искровых процессов вокруг протяженного заземлителя следует иметь в виду, что они ослабевают по мере удаления от его начала, так как уменьшаются потенциал заземлителя и плотность стекающего с него тока, что определяет радиус его искровой зоны. Поэтому импульсная проводимость на единицу длины протяженного заземлителя зависит от потенциала точки заземлителя, т. е. $g_и = f(u)$.

Расчет импульсного сопротивления протяженного заземлителя по схеме замещения, состоящей из индуктивности L и нелинейной проводимости $g_и = f(u)$, приводит к сложному дифференциальному уравнению, которое решается приближенными методами. Не останавливаясь на расчете, рассмотрим здесь некоторые закономерности в поведении протяженного заземлителя при наличии искровых процессов в земле.

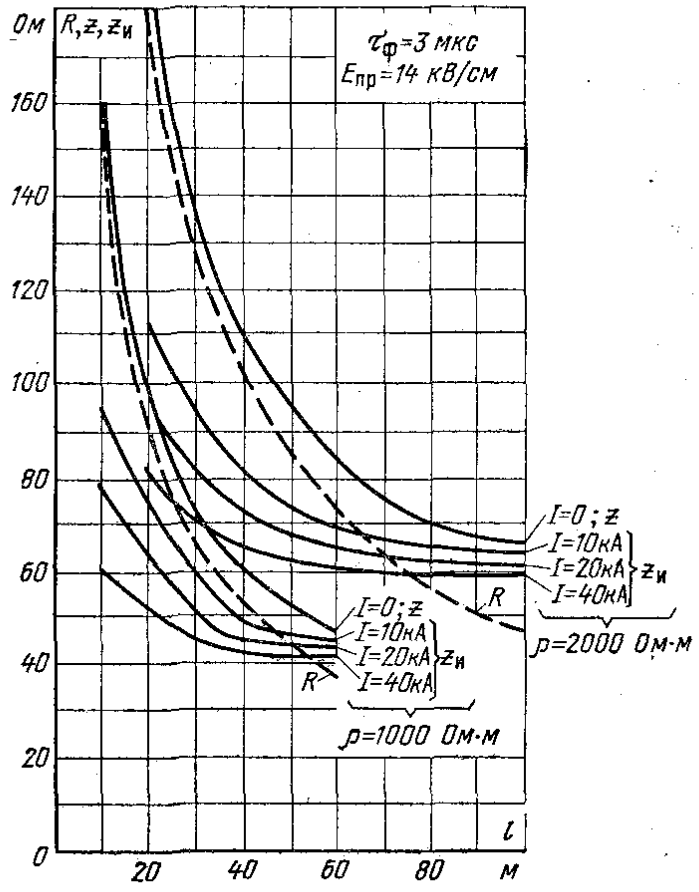


Рис. 15-3. Зависимости сопротивлений R, Z и $Z_и$ от длины заземлителя.

На рис. 15-3 приведены кривые зависимости стационарного сопротивления $R = 1/gl$ от длины заземлителя для грунтов с различным удельным сопротивлением. Там же даны кривые для импульсных сопротивлений ($\tau_ф = 3$ мкс) при отсутствии (Z) и при наличии искровых процессов ($Z_и$). Как видно из сравнения кривых, искровые процессы в земле значительно снижают импульсное сопротивление протяженного заземлителя; при малых длинах, когда плотности тока наиболее значительны, они не только компенсируют влияние индуктивного сопротивления заземлителя, но и обусловливают уменьшение $Z_и$ до R и ниже ($\alpha \leqslant 1$). При увеличении длины заземлителя влияние индуктивности возрастает, импульсный коэффициент увеличивается ($\alpha \geqslant 1$) и использование заземлителя большой длины делается нерациональным, так как его импульсное сопротивление с ростом l практически перестает уменьшаться. Ниже приводятся предельные рационально используемые длины заземлителей (без вертикальных электродов) в грунтах разного сопротивления при максимальном значении тока $I = 40$ кА и длительности фронта $\tau_ф = 3$—6 мкс:

ρ, Ом · м	500	1000	2000
$l_{пред}$, м	30—40	45—55	60—80

15-5. ЗАЗЕМЛЕНИЕ ГРОЗОЗАЩИТЫ ПОДСТАНЦИЙ

Заземление молниеотводов открытых распределительных устройств в большинстве случаев выполняется путем присоединения их к заземлителю подстанции. Заземлитель подстанции является слож-

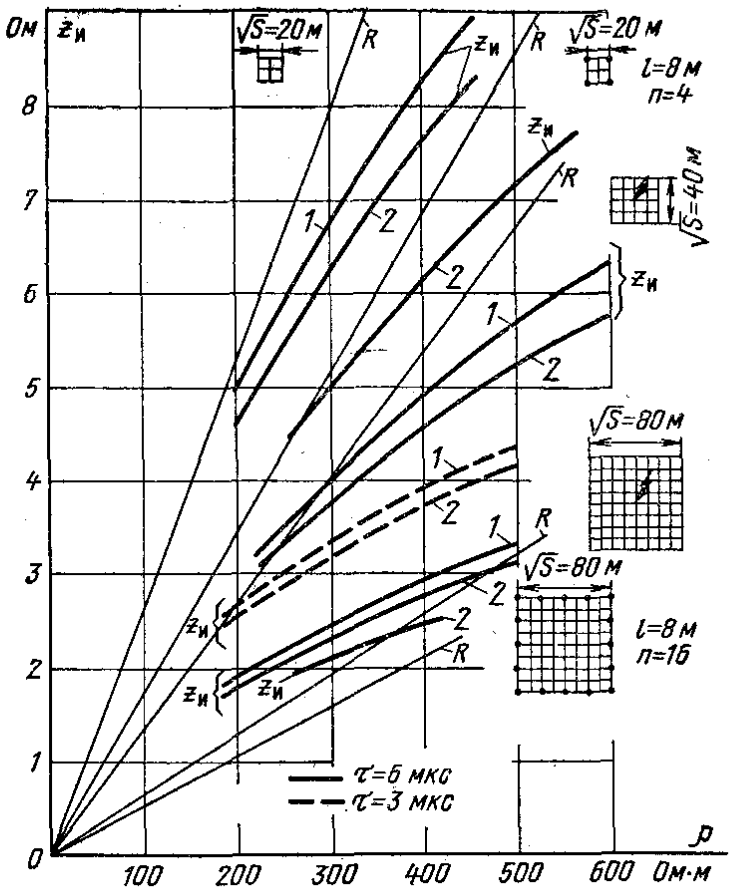


Рис. 15-4. Зависимости стационарного сопротивления и импульсного сопротивления (при $I = 40 \div 100$ кА) сеток и сеток с вертикальными электродами от удельного сопротивления грунта.

1 — $I = 40$ кА; *2* — $I = 100$ кА.

ным протяженным заземлителем, состоящим из ряда параллельных горизонтальных полос, импульсное сопротивление которого зависит от длительности фронта тока молнии (влияние индуктивности) и максимального значения тока (искровой эффект). Характерным для импульсного сопротивления протяженного заземлителя подстанции является его зависимость от места ввода тока молнии в заземлитель, т. е. места расположения молниеотвода. При вводе тока в центре заземлителя импульсное сопротивление меньше, чем при вводе тока на его периферии, вследствие уменьшения индуктивности из-за увеличения числа параллельных полос и уменьшения их длины.

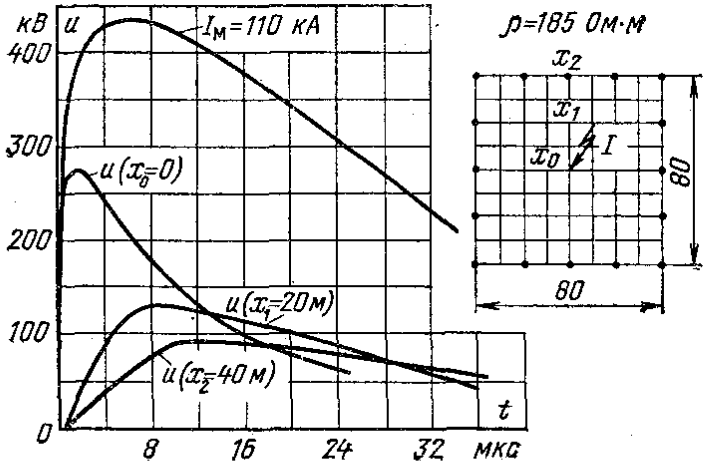


Рис. 15-5. Волна напряжения на заземлителе на разном расстоянии от места ввода тока.

Определение импульсного сопротивления заземлителя с учетом индуктивности и искрового эффекта является весьма сложной задачей, не подлежащей в настоящее время аналитическому решению. Для определения импульсных характеристик заземлителей применяется метод физического моделирования в ванне, заполненной грунтом. На основании теории подобия находятся критерии подобия и опре-

деляется связь между масштабами. Плотности тока и напряженности поля реального заземлителя и модели должны быть равны между собой для правильного воспроизведения искрового эффекта.

Некоторые результаты измерений приведены на рис. 15-4, из которого хорошо видно влияние на импульсное сопротивление заземления параметров тока молнии, удельного сопротивления грунта, размеров заземлителя. При малой площади подстанции и грунте с высоким удельным сопротивлением существенную роль играет искровой эффект ($Z_и < R$), а при больших размерах подстанции на первый план выступает влияние индуктивности $Z_и > R$. Роль индуктивности увеличивается при вводе тока на периферии подстанции.

Существенное снижение потенциала на корпусах оборудования, а следовательно, и напряжения на его изоляции может быть достигнуто путем удаления места присоединения к заземлителю корпусов оборудования от места подсоединения к нему молниеотвода, например, путем использования для их присоединений разных магистралей. Действительно, при удалении от места ввода тока длительность фронта волны напряжения на заземлителе увеличивается, а ее максимальное значение снижается (рис. 15-5). Исследования показали, что наибольшее снижение потенциала приходится на первые 15—20 м от места ввода тока и тем более значительно, чем больше размер заземлителя и меньше удельное сопротивление грунта, т. е. чем больше длительность переходного процесса в заземлителе.

15-6. ЗАЗЕМЛЕНИЕ ТРОСОВЫХ МОЛНИЕОТВОДОВ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Согласно ПУЭ заземление опор линий электропередачи определяется требованиями грозозащиты линий. Сопротивление заземлителя опор, измеренное при 50 Гц и отсоединенном тросе, в течение грозового сезона не должно превышать значений, приведенных ниже:

ρ, Ом·м	До 100	Более 100 и до 500	Более 500 и до 1000	Более 1000
Сопротивление заземлителя R, Ом	$\leqslant 10$	$\leqslant 15$	$\leqslant 20$	$\leqslant 30$

Для линий с металлическими и железобетонными опорами, проходящих в местах с удельным сопротивлением грунта $\rho \leqslant 300$ Ом·м, допустимые сопротивления заземлителя могут быть обеспечены использованием железобетонных подножников опор, которые являются естественными заземлителями. Исследования методом физического моделирования показали, что приближенный расчет сопротивления железобетонного фундамента опоры можно производить, принимая подножник за металлический электрод. Если подножник опоры не обеспечивает нормированное значение сопротивления заземления опоры в данном грунте, то необходимо дополнительное

устройство искусственного заземлителя в первую очередь на дне котлована.

Для линий электропередачи на деревянных опорах с тросами или защитными разрядниками нормированная величина сопротивления заземления опор должна обеспечиваться искусственным заземлителем.

Эффективность заземлителя опоры как элемента грозозащиты зависит от его импульсного сопротивления при токе, близком к полному току молнии. Поэтому для заземления опор желательно использовать сосредоточенный заземлитель, обеспечивающий наименьший импульсный коэффициент, например заземлитель из одного или нескольких вертикальных электродов, объединенных горизонтальной полосой, или из двух, трех, четырех лучей небольшой длины. Если с помощью таких заземлителей не удается получить необходимое сопротивление, применяются лучевые заземлители увеличенной длины, вдоль которых размещаются вертикальные электроды. При весьма высоких удельных сопротивлениях грунта становится целесообразной прокладка от опоры к опоре одного или двух непрерывных горизонтальных заземлителей, называемых противовесами.

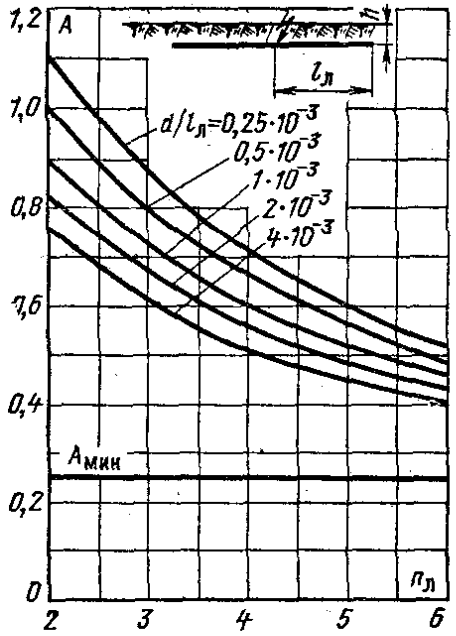


Рис. 15-6. Зависимость коэффициента подобия A от числа лучей ($n_л$) и отношения диаметра луча (d) к его длине ($l_л$).

Сопротивление n-лучевого заземлителя с вертикальными электродами подсчитывается по формуле

$$R = A\Delta_в\rho_э/l_л, \qquad (15\text{-}20)$$

где A — коэффициент, который определяется по кривым на рис. 15-6. Для двухлучевого заземлителя он имеет максимальное значение и рассчитывается аналитически как безразмерная часть формулы для определения сопротивления растекания заземлителя длиной $2l_л$ (см. табл. 15-1):

$$A_{макс} = \frac{1}{4\pi}\ln\frac{(2l_л)^2}{hd}.$$

При неограниченном увеличении числа лучей сопротивление многолучевого заземлителя стремится к сопротивлению диска с радиусом, равным длине луча; $A_{мин} = 0{,}25$. Коэффициент $\Delta_в$ характеризует снижение сопротивления заземлителя за счет вертикальных электродов (рис. 15-7). Роль вертикальных электродов повышается при неоднородном грунте, когда нижний слой имеет меньшее удельное сопротивление, чем верхний.

Исследование методом физического моделирования импульсных сопротивлений конструкций заземлителей опор линий электропередачи показало, что в грунте с удельным сопротивлением $\rho \leqslant 100$ Ом·м двухлучевой заземлитель с длиной лучей около 10 м удовлетворяет требованиям ПУЭ, т. е. имеет сопротивление $R \leqslant 10$ Ом. Такой заземлитель при $\tau_ф = 3 \div 5$ мкс и $\rho = 100$ Ом·м имеет $\alpha = 1$ при отсутствии искровых процессов; при $I = 100$кА $\alpha \approx 0{,}8$. Заземлители в грунтах с большим удельным сопротивлением, отвечающие требованиям ПУЭ, являются протяженными ($\alpha > 1$) при малых значениях I, но при увеличении I значения импульсных коэффициентов приближаются к значениям коэффициентов для сосредоточенных заземлителей ($\alpha < 1$) благодаря усилению искровых процессов в грунте с большим удельным сопротивлением.

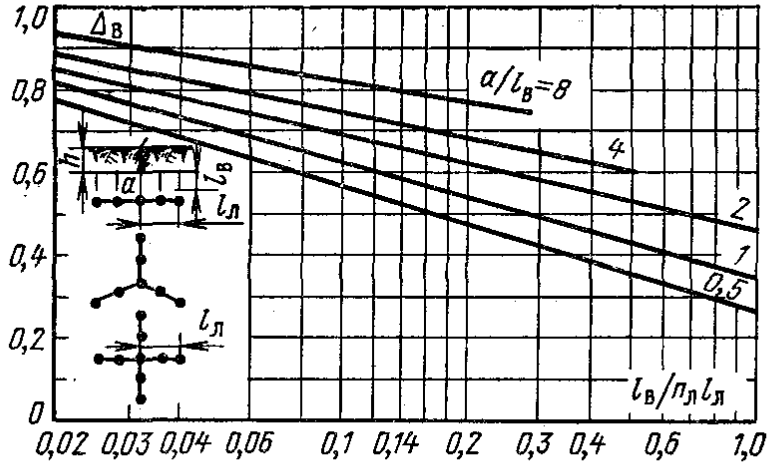


Рис. 15-7. Коэффициент снижения ($\Delta_в$) сопротивления n-лучевого заземлителя от вертикальных электродов в зависимости от отношения $l_в/n_л l_л$ при разных $a/l_в$.

ГЛАВА ШЕСТНАДЦАТАЯ

ЗАЩИТНЫЕ РАЗРЯДНИКИ

16-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Распределительные устройства могут быть достаточно надежно защищены от прямых ударов молнии с помощью молниеотводов. Линии электропередачи с той же степенью надежности защитить невозможно. Волны перенапряжений, возникающие на линиях при ударах молнии, доходят до подстанций и могут представлять опасность для установленного там электрооборудования. Такой же опасности могут подвергаться отдельные места на линии, имеющие ослабленную изоляцию, или особенно ответственные участки (транспозиционные опоры, пролеты пересечения, переходы через транспортные магистрали, населенные пункты, большие реки). В этих случаях наряду с защитой от прямых ударов применяется защита от набегающих волн, принцип действия которой иллюстрируется на рис. 16-1, *а*. Для предупреждения перекрытия или пробоя рассматриваемой изоляционной конструкции параллельно ей следует присоединить искровой промежуток (*ИП*), вольт-секундная характеристика которого с учетом разброса должна в идеальном случае

лежать ниже вольт-секундной характеристики защищаемой изоляции. При соблюдении этого требования набегание импульса вызывает во всех случаях пробой *ИП* с последующим резким падением («срезом») напряжения на *ИП* и на изоляции. Вслед за импульсным током через искровой промежуток по ионизированному пути устремляется ток, обусловленный напряжением промышленной частоты, — *сопровождающий ток*. Если установка работает с заземленной нейтралью или пробой *ИП* произошел в двух или трех фазах, то дуга сопровождающего тока может не погаснуть и импульсный пробой перейдет в устойчивое короткое замыкание, приводящее к отключению установки. Для того чтобы этого избежать, следует обеспечить гашение дуги сопровождающего тока через *ИП*.

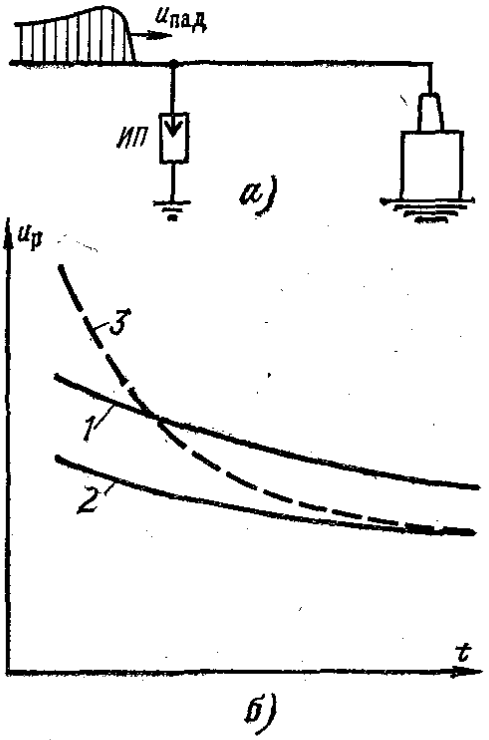


Рис. 16-1. Принцип защиты от набегающих волн.

а — принципиальная схема; *б* — координация вольт-секундных характеристик искрового промежутка и защищаемой изоляции; *1* — вольт-секундная характеристика изоляции; *2*, *3* — вольт-секундные характеристики искровых промежутков с слабонеоднородным и резконеоднородным полем.

Устройства, обеспечивающие не только защиту изоляции от перенапряжений, но и гашение дуги сопровождающего тока в течение короткого времени, меньшего, чем время действия релейной защиты, называются *защитными разрядниками* в отличие от обычных искровых промежутков, которые получили название *защитных промежутков* (*ПЗ*). Существуют два типа разрядников, которые отличаются принципиально различными способами гашения дуги, — трубчатые и вентильные разрядники. В трубчатых разрядниках дуга гаснет за счет интенсивного продольного дутья; в вентильных разрядниках — благодаря уменьшению сопровождающего тока с помощью сопротивления, которое включается последовательно с искровым промежутком. Ниже будет показано, что вентильные разрядники, уступая в простоте устройства и дешевизне трубчатым разрядникам, обеспечивают наиболее надежную защиту изоляции и поэтому применяются в качестве основного аппарата для защиты подстанций от набегающих волн.

16-2. ЗАЩИТНЫЕ ПРОМЕЖУТКИ

Подстанционная изоляция имеет пологую вольт-секундную характеристику, поскольку при конструировании изоляции принимаются меры для выравнивания электрического поля. Защитные промежутки из конструктивных соображений выполняются со стержневыми электродами и обладают поэтому резконеоднородным полем, для которого характерно значительное возрастание разряд-

ного напряжения при малых временах. Таким образом, не всегда удается осуществить координацию вольт-секундных характеристик изоляции и защитных промежутков во всем диапазоне времен, и изоляция при малых предразрядных временах оказывается незащищенной (рис. 16-1, *б*, кривая *3*).

Другим недостатком защитных промежутков, как указано выше, является переход импульсного пробоя *ПЗ* в устойчивую дугу, переходящую в ряде случаев в к. з. с последующим отключением участка электрической установки. В связи с этим защитные промежутки рекомендуется устанавливать только на тех участках, которые оборудованы автоматами повторного включения (АПВ).

Несмотря на отмеченные недостатки, защитные промежутки в силу своей простоты и дешевизны находят все более широкое применение в схемах защиты от перенапряжений. Распространению *ПЗ* способствуют развитие электрических сетей, обеспечивающее взаимное резервирование, развитие и совершенствование системной автоматики, а также мероприятия по ограничению внутренних перенапряжений.

Таблица 16-1

Характеристики промежутков

Параметры	Номинальное напряжение, кВ									
	3	6	10	20	35	110	150	220	330	500
Длина защитного промежутка, мм	20	40	60	140	250	650	930	1350	1500	1800
Длина дополнительного искрового промежутка, мм	5	10	15	20	30	—	—	—	—	—
Разрядное действующее напряжение при 50 Гц, кВ	20	34	45	70	105	252	348	495	560	750
Импульсное разрядное напряжение, кВ:										
положительной полярности	33	51	66	121	195	466	618	735	945	1065
отрицательной полярности	34	53	68	134	220	510	698	817	1070	1190

Для уменьшения числа срабатываний и, следовательно, числа отключений целесообразно выбирать длину защитных промежутков наибольшей допустимой по условиям защиты изоляции. Наименьшие разрядные расстояния и разрядные напряжения для стержневых защитных промежутков приведены в табл. 16-1. В установках до 35 кВ защитные промежутки имеют небольшую длину и могут закорачиваться птицами, садящимися на электроды. С целью предотвращения замыканий в этих случаях в заземляющих спусках защитных промежутков создаются дополнительные искровые промежутки. Электродам защитных промежутков для установок 3—10 кВ целесообразно придавать форму рогов (рис. 16-2). Под действием электродинамических сил и тепловых потоков воздуха дуга перемещается и гаснет. Опыт показывает, что самопогасание дуги

между электродами в виде рогов осуществляется успешно, если величина тока однофазного замыкания на землю не превышает 300 А.

Защитные промежутки применяются вместо трубчатых разрядников в случаях, когда не имеется трубчатых разрядников с необходимым номинальным напряжением или соответствующими пределами отключаемых токов, а также для защиты отдельных участков линий электропередачи. Проектом Руководящих указаний по защите от перенапряжений защитные промежутки на напряжения 330—500 кВ рекомендовано применять на открытом конце линий, если они не будут срабатывать при нормальных коммутациях: включении линии и АПВ.

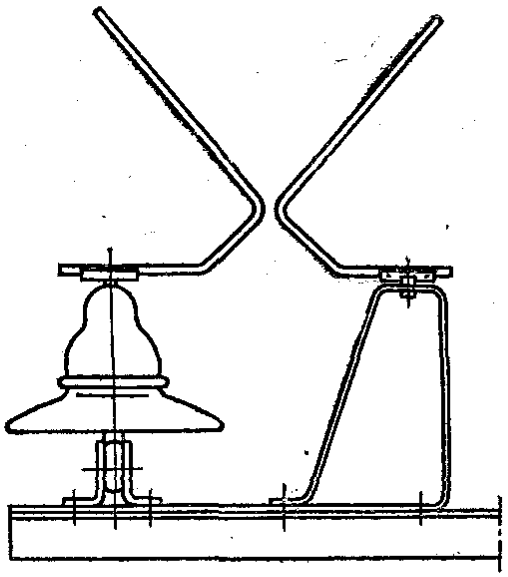


Рис. 16-2. Защитный промежуток для сетей с номинальным напряжением до 10 кВ.

Промежутки стержень — стержень могут применяться также в качестве координирующих промежутков, т. е. для ограничения максимального значения набегающей на подстанцию волны и тока через вентильные разрядники при грозовых перенапряжениях. С этой целью пробивное напряжение координирующего промежутка выбирается ниже разрядного напряжения линейной изоляции. Вместе с тем координирующий промежуток не должен пробиваться при воздействии внутренних перенапряжений.

16-3. ТРУБЧАТЫЕ РАЗРЯДНИКИ

Принципиальная схема устройства и включения трубчатого разрядника (*РТ*) показана на рис. 16-3. Основу разрядника составляет трубка из газогенерирующего материала *1*. Один конец трубки заглушен металлической крышкой, на которой укреплен внутренний стержневой электрод *2*. На открытом конце трубки расположен другой электрод в виде кольца *3*. Промежуток S_1 между стержневым и кольцевым электродами называется внутренним или дугогасящим промежутком. Трубка отделяется от провода фазы внешним искровым промежутком S_2, иначе газогенерирующий материал трубки постоянно разлагался бы под действием токов утечки.

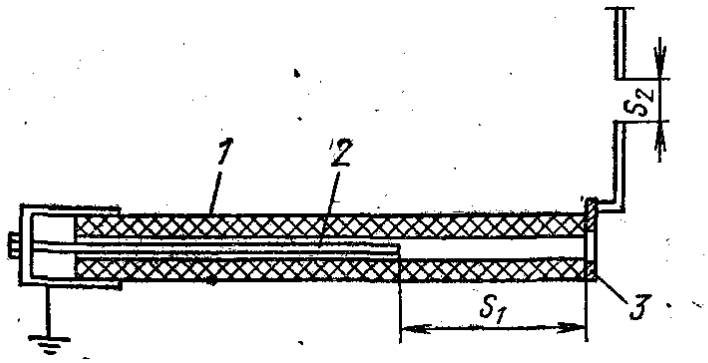


Рис. 16-3. Схема устройства трубчатого разрядника.

При возникновении импульса грозового перенапряжения оба промежутка пробиваются, и импульсный ток отводится в землю. После окончания импульса через разрядник продолжает проходить сопровождающий ток и искровой разряд переходит в дуговой. Под действием высокой температуры канала дуги переменного тока в трубке происходит интенсивное выделение газа и давление сильно увеличивается. Газы, устремляясь к открытому концу трубки, создают продольное дутье, в результате чего дуга гасится при первом же прохождении тока через нулевое значение. При работе разрядника слышен звук, напоминающий выстрел, и из трубки выбрасываются раскаленные газы.

Вольт-секундная характеристика *РТ* зависит от длин внешнего и внутреннего промежутков разрядника и имеет вид, характерный для промежутков с резконеоднородным полем (рис. 16-1, *б*, кривая *3*). Величина внешнего искрового промежутка выбирается по условиям защиты изоляции и может регулироваться в определенных пределах. Величина внутреннего искрового промежутка устанавливается в соответствии с дугогасящими свойствами разрядника и регулированию не подлежит.

Для успешного гашения дуги сопровождающего тока необходимо достаточно интенсивное генерирование газа в трубке, которое зависит от величины проходящего тока. В связи с этим имеется нижний предел токов, которые надежно (за один-два полупериода) отключаются трубчатым разрядником. При больших токах слишком интенсивное газообразование может привести к чрезмерному повышению давления и разрыву трубки или срыву наконечников. Поэтому для трубчатых разрядников устанавливается также верхний предел отключаемых токов. Значение верхнего и нижнего пределов отключаемых токов зависит от размеров внутреннего канала разрядника. Уменьшение длины внутреннего промежутка, а также увеличение диаметра канала приводят к смещению обоих пределов отключаемых токов в сторону больших значений. Эта зависимость позволяет выпускать трубчатые разрядники с разными пределами отключаемых токов.

При установке трубчатых разрядников в какой-либо точке сети следует проверить ток к. з., в этой точке он должен укладываться в диапазон отключаемых разрядником токов.

Верхний предел тока, отключаемого трубчатым разрядником, должен быть не ниже наибольшего возможного полного тока однофазного или трехфазного к. з., а нижний предел — не ниже наименьшего установившегося тока однофазного или двухфазного к. з.

В результате многократной работы разрядника внутренний канал дугогасящей трубки разрабатывается. При возрастании внутреннего диаметра трубки на 20—25% трубчатый разрядник перестает соответствовать заводской маркировке по отключаемым токам и подлежит замене или перемаркировке.

В настоящее время промышленность выпускает разрядники с фибробакелитовыми трубками (типа РТФ) и с трубками из вини-

пласта (типа РТВ и РТВУ). Конструкция фибробакелитового разрядника типа РТФ показана на рис. 16-4. В качестве газогенерирующего материала в этом разряднике применена фибра. Для повышения механической прочности фибровая трубка обматывается сверху бакелизированной бумагой и покрывается влагостойким лаком. Особенностью разрядников типа РТФ является наличие камеры у закрытого конца трубки. При прохождении тока через нулевое значение давление в зоне искрового промежутка падает, и газы, накопившиеся в камере, устремляются к выхлопному отверстию, усиливая продольное дутье и способствуя гашению дуги.

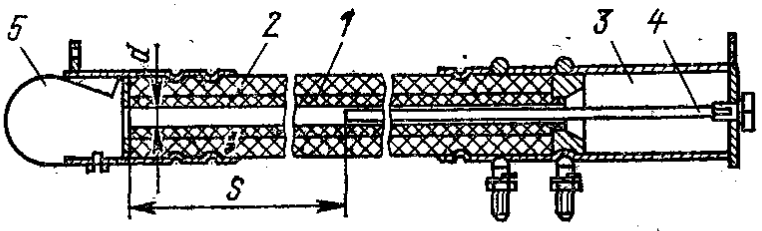


Рис. 16-4. Трубчатый разрядник типа РТФ (фибробакелитовый).

1 — фибровая трубка; *2* — бакелитовая трубка; *3* — камера дутья; *4* — электрод; *5* — указатель срабатывания; *S* — внутренний искровой промежуток.

Разрядники типа РТВ с трубками из винипласта (рис. 16-5), обладающего лучшими изоляционными и газогенерирующими свойствами, имеют более простую конструкцию, чем разрядники типа РТФ. Винипласт негигроскопичен и сохраняет свои изолирующие свойства при работе на открытом воздухе, поэтому разрядники типа РТВ не лакируются. Высокая газогенерирующая способность винипласта позволила отказаться от устройства камеры у закрытого конца трубки; ее роль выполняет полость между стержневым электродом и стенками трубки. Благодаря высокой механической прочности винипласта по отношению к ударным нагрузкам разрядники типа РТВ имеют высокий верхний предел отключаемых токов

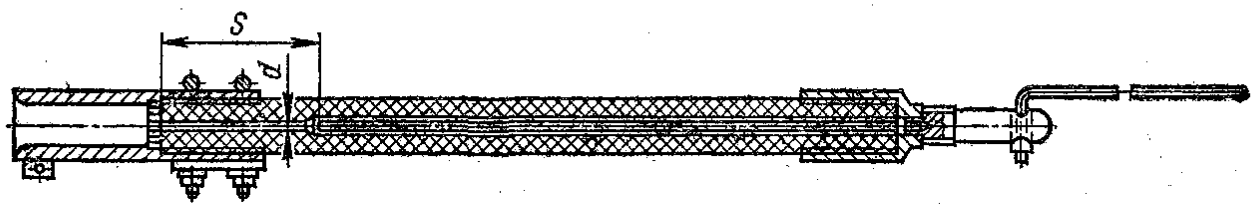


Рис. 16-5. Трубчатый разрядник типа РТВ (винипластовый).

(до 15 кА). Для повышения этого предела до 30 кА и увеличения механической прочности на сравнительно тонкостенную винипластовую трубку наносится многослойная обмотка из стеклоткани, пропитанная атмосферостойкой эпоксидной смолой (разрядники РТВУ — винипластовые усиленные). Разрядник этого типа на 220 кВ состоит из двух трубчатых разрядников РТВУ-110, которые соединяются между собой стальной обоймой с двумя выхлопными патрубками (рис. 16-6).

В маркировке трубчатых разрядников указываются номинальное напряжение и пределы отключаемых токов. Например, марка РТФ 110/0,8—5 означает: разрядник трубчатый фибробакелитовый

на напряжение 110 кВ с пределами действующих отключаемых токов 0,8—5 кА.

Основные характеристики трубчатых разрядников в соответствии с ГОСТ 11475-69 приведены в табл. 16-2.

Поскольку работа разрядника сопровождается выхлопом сильно ионизированных газов, расположение разрядников на опоре должно быть таким, чтобы выхлопные газы не вызывали междуфазных перекрытий или перекрытий на землю. Для этого в зону выхлопа не должны попадать провода других фаз, заземленные конструкции, а также зоны выхлопов разрядников, защищающих другие фазы. Расчетные размеры зоны выхлопа разрядников в соответствии с ГОСТ 11475-69 приведены в табл. 16-3.

Существенным недостатком трубчатых разрядников является наличие предельных отключаемых токов. Достаточно широкая

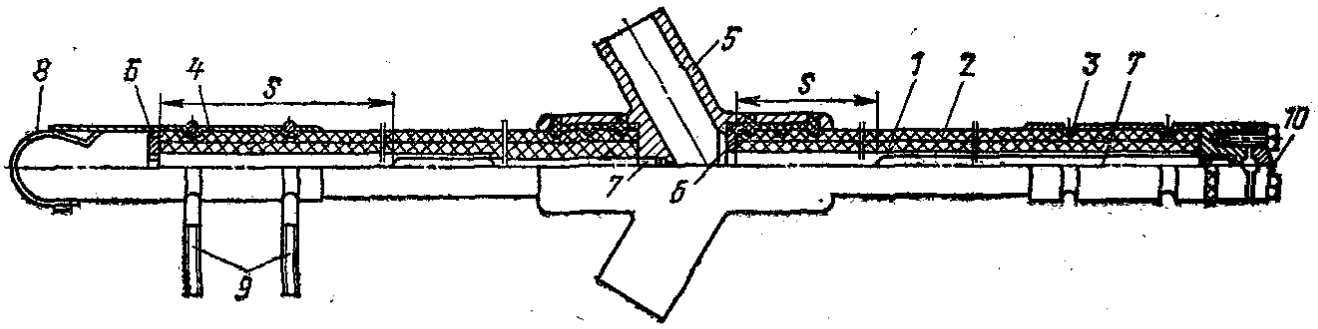


Рис. 16-6. Трубчатый разрядник типа РТВУ-220 (винипластовый усиленный).

1 — винипластовая трубка; *2* — стеклотекстолитовая трубка; *3*, *4* — обоймы закрытого и открытого концов; *5* — соединительная обойма с выхлопным патрубком; *6* — пластинчатый электрод «звездочка»; *7* — стержневой электрод; *8* — указатель срабатывания; *9* — хомуты для крепления разрядника; *10* — прижимная планка для крепления электрода внешнего искрового промежутка; *S* — внутренний искровой промежуток.

номенклатура требующихся разрядников осложняет производство, а необходимость контролировать диаметр внутреннего канала затрудняет эксплуатацию трубчатых разрядников. В связи с этим большое значение имеет разработка трубчатых разрядников без сопровождающего тока. Основная идея конструкции этих разрядников состоит в следующем. Во внутренний канал разрядника вплотную вставляется между электродами вкладыш из того же материала, что и стенка трубки. Импульсный ток благодаря малой длительности будет свободно проходить в весьма малом зазоре между вкладышем и стенкой трубки. В то же время бурная газогенерация в этом крайне ограниченном объеме воспрепятствует образованию сопровождающего тока. Таким образом, износ разрядника должен быть резко сокращен, и разрядник можно будет ставить в любой точке сети независимо от значения тока к. з.

Основные недостатки трубчатых разрядников — нестабильные характеристики, наличие зоны выхлопа и в особенности крутая вольт-секундная характеристика — исключают возможность их применения в качестве основного аппарата защиты подстанционного оборудования. Однако благодаря своей простоте и дешевизне РТ широко применяются в качестве вспомогательного средства защиты

Таблица 16-2

Основные электрические характеристики трубчатых разрядников

Тип разрядника	Внешний искровой промежуток, мм	Импульсные разрядные напряжения при импульсе 1,2/50 мкс, кВ		Разрядное действующее напряжение при 50 Гц	
		минимальные	для 2 мкс	в сухом состоянии	под дождем
Разрядники фибробакелитовые (РТФ)					
РТФ 3/0,2—1,5	5—10	35/40	40/45	10	7
РТФ 3/1,5—7	5—10	35/40	40/45	10	7
РТФ 6/0,3—7	8 15	61/61 80/80	71/71 83/83	42 —	39 —
РТФ 6/1,5—10	8 15	55/55 68/68	67/67 83/83	—	—
РТФ 10/0,5—7	20	80/80	83/83	—	—
РТФ 35/0,4—3	80 100 150 200	160/170 180/190 225/255 270/320	200/200 205/220 250/265 300/310	95 105 130 155	95 83 110 135
РТФ 35/0,8—5	80 100 150 200	180/180 195/195 235/245 270/285	210/210 230/230 275/275 330/330	105 110 115 125	65 73 90 105
РТФ 35/1,8—10	80 100 150 200	155/155 170/170 210/220 245/270	180/180 195/195 240/240 290/290	90 96 115 130	80 82 95 105
РТФ 110/0,4—2,2	350 400 450 500	410/455 432/495 455/530 475/570	495/560 525/600 550/640 580/680	213 230 240 255	200 225 250 270
РТФ 110/1,2—7	350 400 450 500	410/455 430/500 455/530 475/570	495/560 525/600 550/640 580/680	213 230 240 255	200 225 250 270
РТФ 110/2—10	350 400 450 500	385/430 395/440 405/450 415/460	500/560 540/645 580/730 620/810	— — — —	— — — —

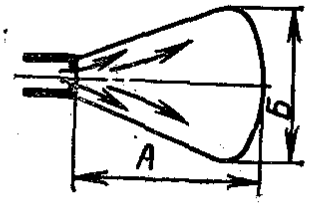
Продолжение табл. 16-2

Тип разрядника	Внешний искровой промежуток, мм	Импульсные разрядные напряжения при импульсе 1,2/50 мкс, кВ		Разрядное действующее напряжение при 50 Гц	
		минимальные	для 2 мкс	в сухом состоянии	под дождем
Разрядники винипластовые (РТВ)					
РТВ 6—10/0,5—4	10	60/60	65/65	33	32
	15	65/65	68/68	42	40
РТВ 6—10/2—12	10	60/60	65/65	33	32
	15	65/65	68/68	42	40
РТВ 20/2—12	40	115/115	125/125	65	55
РТФ 35/2—10	80	135/140	145/145	100	100
	100	165/165	180/180	115	110
	150	210/225	220/225	150	145
	200	260/285	275/288	180	170
РТВ 110/2—10	350	380/400	415/435	165	100
	400	405/440	450/480	217	145
	450	435/460	485/510	310	170
	500	460/490	520/575	395	212
Разрядники винипластовые усиленные (РТВУ)					
РТВУ 35/5—20	100	165/165	180/180	100	85
	150	—/225	—/262	147	120
	200	—/265	—/308	195	156
РТВУ 35/7—30	100	165/165	180/180	100	85
	150	—/225	—/262	147	120
	200	—/265	—/308	195	156
РТВУ 110/5—20	400	405/440	450/480	217	212
	450	—/460	—/505	265	234
	500	—/490	—/538	282	255
РТВУ 110/7—30	400	405/440	450/480	217	212
	450	—/460	—/505	265	234
	500	—/490	—/538	282	255
РТВУ 220/2—10	500	—/1050	—/1100	600	550
	600	—/1100	—/1150	700	600
	700	—/1150	—/1200	750	700
	800	—/1200	—/1250	864	838

Примечание. В числителе приведены значения для импульса положительной полярности, в знаменателе — при отрицательной.

Таблица 16-3

Максимальный размер зоны выхлопа трубчатых разрядников

Эскиз зоны выхлопа	Номинальное напряжение трубчатого разрядника, кВ	Размеры, м, не более	
		А	*Б*
	3—10	1,5	1,0
	35	2,5	1,5
	110	3,0	2,0
	220	3,5	2,5

подстанций, а также для защиты маломощных и малоответственных подстанций и отдельных участков линии (см. гл. 17, 18).

16-4. ВЕНТИЛЬНЫЕ РАЗРЯДНИКИ

Принцип действия и основные характеристики. Основными элементами вентильного разрядника являются многократный искровой промежуток и соединенный последовательно с ним резистор с нелинейной вольт-амперной характеристикой (рис. 16-7). При воздействии на разрядник импульса грозового перенапряжения пробивается искровой промежуток и через разрядник проходит импульсный ток, создающий падение напряжения на сопротивлении разрядника. Благодаря нелинейной вольт-амперной характеристике материала, из которого выполнено сопротивление, это напряжение мало меняется при существенном изменении импульсного тока и незначительно отличается от *импульсного пробивного напряжения* искрового промежутка разрядника $U_{пр.и}$. Одной из основных характеристик разрядника является *остающееся напряжение* разрядника $U_{ост}$, т. е. напряжение при определенном токе (5—14 кА для разных $U_{ном}$), который называется *током координации*. Импульсное пробивное напряжение искрового промежутка разрядника и близкое к нему напряжение $U_{ост}$ должны быть на 20—25% ниже разрядного напряжения изоляции (координационный интервал).

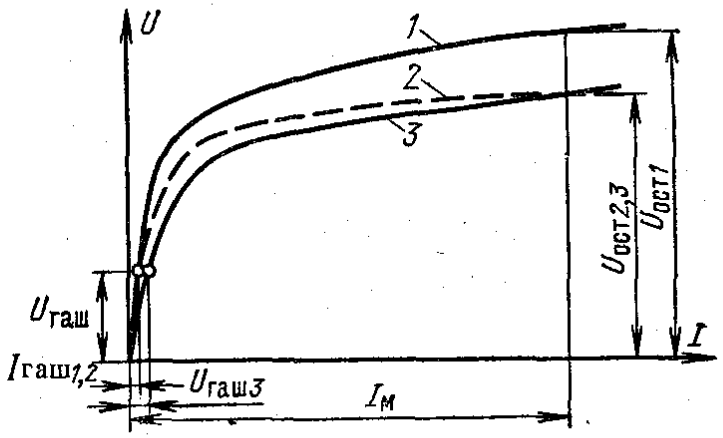


Рис. 16-7. Вольт-амперные характеристики вентильного разрядника и пути уменьшения остающегося напряжения.

1 и *2* — разные степени нелинейности; *1* и *3* — разные токи гашения.

После окончания процесса ограничения перенапряжения через разрядник продолжает проходить ток, определяемый рабочим напряжением промышленной частоты. Этот ток (так же, как и у трубчатых разрядников) называется сопровождающим током. Сопротивление нелинейного резистора разрядника резко возрастает при малых по сравнению с перенапряжениями рабочих напряжениях, сопровождающий ток существенно ограничивается, и при переходе тока через нулевое значение дуга в искровом промежутке гаснет. Наибольшее напряжение промышленной частоты на вентильном разряднике, при котором надежно обрывается проходящий через него сопровождающий ток, называется *напряжением гашения* $U_{гаш}$, а соответствующий ток — *током гашения* $I_{гаш}$. Гашение дуги сопровождающего тока должно осуществляться в условиях однофазного замыкания на землю, так как во время одной и той же грозы могут произойти перекрытие изоляции на одной фазе и срабатывание разрядника в двух других фазах. Таким образом, напряжение гашения должно быть равным напряжению на неповрежденных фазах при однофазном замыкании на землю:

$$U_{гаш} = k_з U_{ном}, \qquad (16\text{-}1)$$

где $k_з$ — коэффициент, зависящий от способа заземления нейтрали (ниже будет показано, что $k_з = 0{,}8$; 1,1 соответственно для установок с заземленной и изолированной нейтралью); $U_{ном}$ — номинальное линейное напряжение.

Эффективность действия разрядника характеризуется так называемыми защитными отношениями:

$$k = U_{пр\sim}/U_{гаш}; \qquad (16\text{-}2)$$

$$k_{защ} = U_{ост}/\sqrt{2}\,U_{гаш}, \qquad (16\text{-}3)$$

где $U_{пр\sim}$ — пробивное напряжение искрового промежутка разрядника при 50 Гц.

Основное значение для грозозащитных разрядников имеет снижение $k_{защ}$, которое может быть достигнуто двумя путями. Первый путь — получение более пологой вольт-амперной характеристики (рис. 16-7, кривая *2*) — уже в достаточной мере использован и в настоящее время не открывает реальных перспектив. Второй путь — увеличение тока гашения за счет улучшения дугогасящих свойств промежутка — позволяет снизить вольт-амперную характеристику во всем диапазоне токов (кривая *3*).

Вентильные разрядники обладают определенной пропускной способностью, т. е. предельной величиной тока, который они могут многократно пропускать без изменения своих электрических характеристик. Пропускная способность разрядника зависит от теплостойкости его нелинейного резистора. До недавнего времени вследствие недостаточной пропускной способности вентильные разрядники отстраивались от внутренних перенапряжений, т. е. имели пробивное напряжение выше возможной величины внутрен-

них перенапряжений и предназначались только для ограничения кратковременных перенапряжений грозового происхождения. Разработка нелинейных резисторов с более высокой пропускной способностью и применение новых принципов гашения дуги сопровождающего тока позволяют в настоящее время возложить на разрядники также и функцию ограничения более длительных внутренних перенапряжений. Это обстоятельство открывает перспективу дальнейшего снижения уровней изоляции электрооборудования и повышения его экономической эффективности.

Нелинейные резисторы вентильных разрядников. Основу нелинейного резистора разрядника составляет порошок электротехнического карборунда SiC. На поверхности зерен карборунда имеется запорный слой толщиной порядка 100 мкм из окиси кремния SiO_2. Удельное сопротивление собственно зерен карборунда невелико — около 10^{-2} Ом·м. Сопротивление запорного слоя нелинейно зависит от напряженности электрического поля. При малых напряженностях поля (при небольших напряжениях на резисторе) удельное сопротивление запорного слоя составляет 10^4—10^6 Ом·м, все напряжение ложится на запорный слой, и он определяет значение сопротивления нелинейного резистора. При повышении напряженности поля сопротивление запорного слоя резко падает, и значение сопротивления нелинейного резистора начинает определяться собственно карборундом.

Свойства материала резко менять свое сопротивление в зависимости от напряжения, обеспечивая пропускание очень больших токов при высоких напряжениях и весьма малых — при пониженных напряжениях, называют «вентильными». Отсюда и название аппарата: вентильный разрядник (*РВ*).

Нелинейные резисторы вентильных разрядников выполняются в виде дисков, состоящих из карборундового порошка и связующего материала. В настоящее время применяются диски из *вилита* и *тервита*. Для изготовления вилитовых дисков в качестве связки применяется жидкое стекло. Это позволяет спекать диски при сравнительно низкой температуре (около 300 °С). Тервитовые диски при изготовлении обжигаются при температуре свыше 1000 °С. При этом часть запорных пленок выгорает, что повышает пропускную способность материала, но уменьшает степень нелинейности.

На рис. 16-8 показана вольт-амперная характеристика вилитовых дисков диаметром 100 мм и толщиной 60 мм, которые применяются в разрядниках типа РВС (разрядник вентильный станционный). Характеристика снята при импульсах 20/40 мкс в диапазоне токов 1—10 000 А. Как видно из рисунка, вольт-амперная характеристика в логарифмических координатах (U, В, I, А) может быть изображена двумя отрезками прямых с различными наклонами. Для каждого отрезка прямой действительна аналитическая зависимость

$$\lg U = \lg A + \alpha \lg I, \qquad (16\text{-}4)$$

где α — показатель нелинейности диска. Чем меньше α, тем более пологой является вольт-амперная характеристика.

Области больших токов, проходящих через разрядник при перенапряжениях, соответствует второй (правый) участок вольт-амперной характеристики. На этом участке коэффициент нелинейности для вилита имеет значение 0,11—0,2, а для тервита 0,15—0,25. Первый (левый) участок вольт-амперной характеристики соответствует области сопровождающих токов. Коэффициенты α на этом участке велики: для вилита 0,28—0,3, а для тервита 0,35—0,38.

Зависимость (16-4) для разрядника, состоящего из m дисков, может быть переписана в следующем виде:

$$U = mAI^{\alpha}. \qquad (16\text{-}5)$$

Постоянные A и α должны быть взяты различными для двух частей вольт-амперной характеристики. Постоянная A для вольт-амперной характеристики представляет собой сопротивление диска при токе в 1 А.

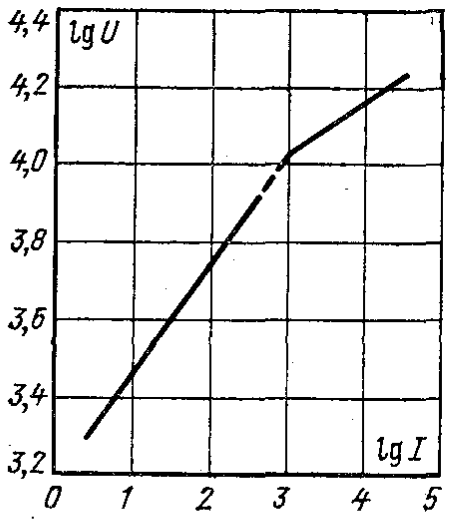


Рис. 16-8. Вольт-амперная характеристика вилитового диска $d = 100$ мм, $h = 60$ мм.

Пропускная способность нелинейного элемента разрядника характеризуется предельной энергией, которая может быть выделена без разрушения дисков; она зависит и от максимального значения тока, и от его длительности (рис. 16-9).

В условиях эксплуатации для грозовых перенапряжений характерны токи с большими максимальными значениями и малой длительностью. При внутренних перенапряжениях, напротив, через разрядник могут проходить значительно меньшие токи длительностью около нескольких миллисекунд. Поэтому пропускную способность вентильных разрядников принято характеризовать максимальным значением импульса тока 20/40 мкс и током прямоугольной формы длительностью 2 мс (в некоторых случаях максимальным значением импульса тока 3/8 мс). Эти воздействия разрядники должны выдерживать не менее 20 раз.

Предельным максимальным значением импульсного тока для вилитовых и тервитовых дисков является ток $I_{доп} = 5 \div 14$ кА. Как известно, токи молнии могут достигать значительно бóльших значений. Ограничение токов, проходящих через разрядник, до допустимой величины возлагается на схему защитного подхода к подстанции (см. гл. 18).

При длительности 2 мс для вилитовых дисков диаметром 150 мм предельными являются токи до 400 А; поэтому вилитовые разрядники предназначаются в основном для защиты от грозовых перенапряжений. Тервит обладает значительно большей пропускной

способностью: до 750 А (при длительности 2 мс) для дисков диаметром 70 мм и до 1500 А для дисков диаметром 115 мм. В связи с этим разрядники с тервитовыми резисторами могут использоваться как для защиты от грозовых перенапряжений, так и для ограничения внутренних перенапряжений.

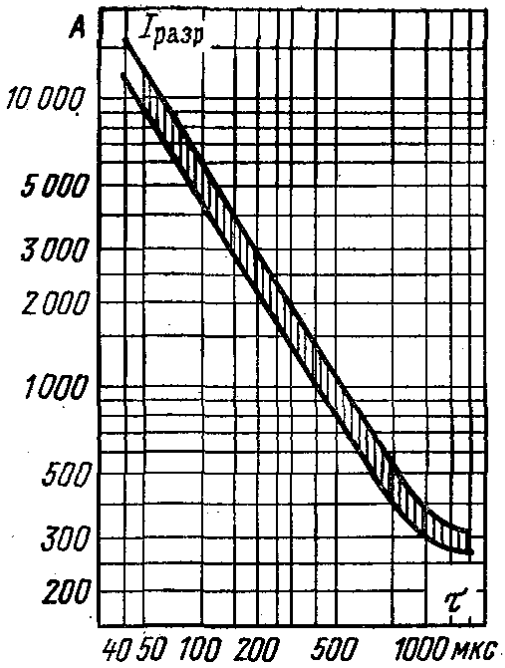


Рис. 16-9. Зависимость между максимальным значением разрушающего импульса $I_{разр}$ и его длительностью τ при 20—30 импульсах для вилитовых дисков диаметром 100 мм.

Искровые промежутки вентильных разрядников. Работа вентильного разрядника начинается с пробоя искровых промежутков (*ИП*) и заканчивается гашением дуги сопровождающего тока. На каждом из этих этапов работы разрядника к *ИП* предъявляются различные требования.

На первом этапе процесс определяется вольт-секундной характеристикой *ИП*. Для успешной защиты подстанционной изоляции эта характеристика должна быть достаточно пологой. Получить такую вольт-секундную характеристику удается только с помощью многократных *ИП*, т. е. большого числа последовательно включенных единичных промежутков, а также с помощью активизации единичных промежутков.

Простейший единичный промежуток (рис. 16-10) состоит из двух латунных электродов *1*, разделенных миканитовой шайбой *2*. Электрическое поле между электродами близко к однородному. При приложении к промежутку *3* напряжения в воздушных прослойках между поверхностью электродов и миканитом из-за разницы диэлектрических проницаемостей воздуха и миканита возникает высокая напряженность поля и начинается ионизация, снабжающая начальными электронами межэлектродное пространство. Промежуток в результате этого пробивается при коэффициентах импульса, близких к единице, за десятые доли микросекунд (активизация промежутка).

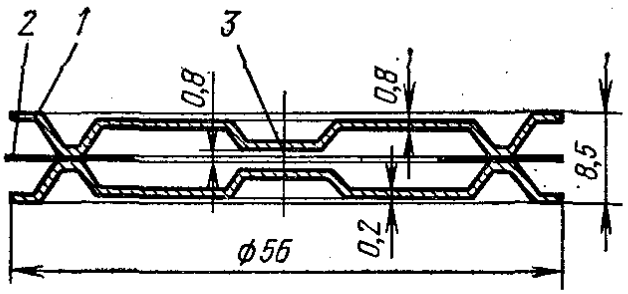


Рис. 16-10. Единичный искровой промежуток с неподвижной дугой.

Гашение сопровождающего тока простейшими искровыми промежутками основано на естественном восстановлении электрической прочности между холодными электродами. Предельная амплитуда тока гашения составляет $I_{гаш} = 80 \div 100$ А.

На рис. 16-11 изображен единичный искровой промежуток с интенсификацией процесса гашения дуги, позволяющий получить

$I_{гаш} = 250$ А. Промежуток представляет собой кольцевую щель между двумя медными концентрически расположенными электродами. Щель пронизывается магнитным полем, создаваемым постоянными магнитами. Активизация искрового промежутка осуществляется за счет ионизации в месте контакта специальных электродов с диэлектрической прокладкой. Возникающая в результате пробоя промежутка дуга под действием магнитного поля начинает с большой скоростью вращаться по кольцевой щели, интенсивно охлаждаясь. При обрыве дуги в промежутке восстанавливающаяся прочность нарастает значительно быстрее, чем в обычном промежутке с неподвижной дугой. В результате в искровом промежутке с вращающейся дугой могут гаситься значительно большие сопровождающие токи, что позволяет уменьшить число дисков, а следовательно, и остающееся напряжение. Для разрядников с простейшими искровыми промежутками защитное отношение составляет 2,6, а для разрядников с магнитным гашением дуги — 2,2, т. е. при том же напряжении гашения остающееся напряжение на 25% ниже. Дальнейшее снижение защитного отношения до 1,7 может быть достигнуто путем применения так называемых токоограничивающих искровых промежутков. В этих промежутках дуга сопровождающего тока с помощью магнитного поля вводится в узкую щель и интенсивно деионизируется. Сопротивление дуги растет, и на искровых промежутках создается достаточно большое падение напряжения ΔU. В этих условиях нелинейный резистор должен ограничивать сопровождающий ток до значения $I_{гаш}$ при напряжении $U_{гаш} - \Delta U$.

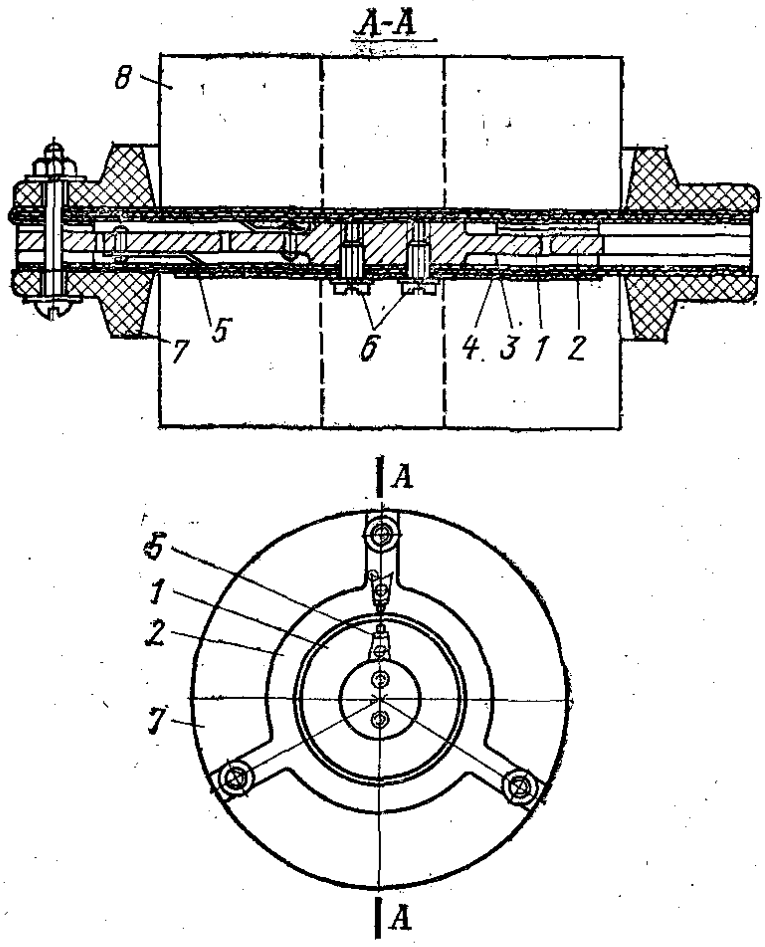


Рис. 16-11. Конструкция искрового промежутка с вращающейся дугой.

1 — внутренний электрод; *2* — внешний электрод; *3* — прессшпановая прокладка; *4* — миканитовая прокладка; *5* — подсвечивающий электрод; *6* — винты; *7* — пластмассовое кольцо; *8* — постоянный магнит.

Сопровождающий ток находится в фазе с рабочим напряжением на разряднике. Поэтому после гашения тока, которое происходит при его прохождении через нулевое значение, напряжение на промежутках восстанавливается приблизительно по синусоиде промышленной частоты и медленнее, чем электрическая прочность

промежутков. Важную роль в процессе гашения сопровождающего тока играет равномерное распределение восстанавливающегося напряжения между последовательно соединенными единичными промежутками, которое достигается с помощью шунтирования промежутков резисторами с большим сопротивлением.

В импульсном режиме распределение напряжения между промежутками определяется их собственными емкостями и емкостями по отношению к земле, нелинейному элементу и вводу, т. е. многократный искровой промежуток разрядника представляет собой емкостную цепочку, подобную, например, схеме замещения гирлянды изоляторов. Импульсное напряжение по такой цепочке распределяется очень неравномерно, что обеспечивает быстрый каскадный пробой всех промежутков разрядника. Таким образом, сочетание неравномерного распределения напряжения по промежуткам с предварительной ионизацией (активизацией) единичного промежутка с однородным полем обеспечивает низкие коэффициенты импульса и пологий характер вольт-секундной характеристики вентильного разрядника.

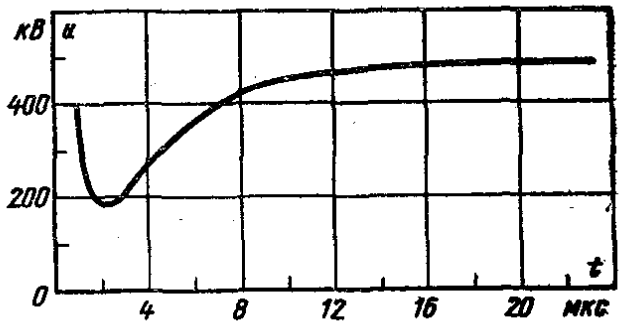


Рис. 16-12. Вольт-секундная характеристика разрядника РВМГ-220.

В разрядниках на напряжения 110 кВ и выше число единичных промежутков очень велико и неравномерность распределения напряжения приводит при крутых фронтах волн к коэффициентам импульса меньше единицы. Для того чтобы удержать коэффициент импульса близким к единице, разрядники на эти напряжения снабжаются экранирующими кольцами, способствующими некоторому выравниванию распределения напряжения по промежуткам.

На рис. 16-12 показана вольт-секундная характеристика разрядника РВМГ-220, для которой характерно существенное снижение пробивного напряжения ИП при малых предразрядных временах. Импульсные пробивные напряжения при предразрядных временах 5—20 мкс приближаются к остающемуся напряжению.

Конструктивные особенности вентильных разрядников разных серий. Требования к характеристикам грозозащитных вентильных разрядников устанавливает ГОСТ 16357-70, по которому разрядники всех классов напряжений разделены на четыре группы. Наилучшими защитными свойствами обладают разрядники I группы, имеющие наименьшие значения остающегося напряжения. Далее идут разрядники II, III и IV групп. Выпускаемые в настоящее время в Советском Союзе серии разрядников следующим образом распределены по этим группам: I группа — серии РВТ и РВРД; II группа — серии РВМ, III группа — серии РВС, IV группа — серии РВП.

Разрядники серии РВП и РВС. На напряжения 3, 6 и 10 кВ применяются разрядники серии РВП. В серии РВС разрядники на высшие классы напряжения комплектуются из стандартных элементов на более низкие напряжения: 15, 20 и 35 кВ. Для удобства комплектовки введен также элемент, соответствующий напряжению 33 кВ. Каждый элемент разрядников содержит искровые промежутки и диски нелинейного резистора. Четыре последовательных единичных промежутка размещаются в фарфоровом цилиндре и образуют стандартный комплект промежутков, который шунтируется калиброванным карборундовым резистором, обеспечивающим равномерное распределение напряжения промышленной частоты.

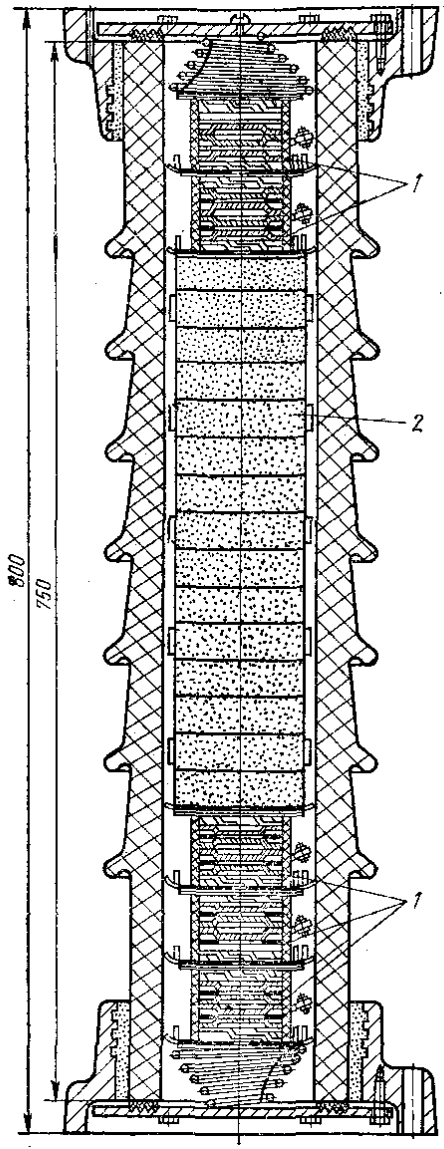


Рис. 16-13. Размещение искровых промежутков и дисков в разряднике РВС-20.

1 — стандартный комплект искровых промежутков; *2* — блок нелинейных резисторов.

Нелинейные резисторы разрядников этих серий собираются из вилитовых дисков диаметром 100 мм и высотой 60 и 20 мм, которые также соединяются в блоки с помощью керамической обмазки. Контакт между дисками и блоками осуществляется посредством металлизации поверхностей дисков. Комплекты искровых промежутков и вилитовых дисков помещаются в герметизированных фарфоровых чехлах. Герметизация необходима для предохранения вилита от действия влаги и для обеспечения стабильности разрядных характеристик искровых промежутков. Размещение дисков и искровых промежутков в элементе РВС-20 показано на рис. 16-13.

В табл. 16-4 приведены электрические характеристики разрядников серий РВП и РВС на различные номинальные напряжения.

На рис. 16-14 представлен внешний вид разрядников типа РВС на 35, 110 и 220 кВ. Разрядник РВС-110 представляет собой свободно стоящую конструкцию из трех элементов на 33 кВ. Разрядник РВС-220 состоит из двух последовательно соединенных колонок, каждая из которых содержит по три элемента на 33 кВ. Разрядники на напряжения 110 кВ и выше снабжены экранирующими кольцами для выравнивания распределения напряжения по промежуткам.

Разрядники серий РВМ и РВМГ. Магнитно-вентильные разрядники на напряжения 3—35 кВ составляют серию РВМ, а на напряжения 110—500 кВ — серию РВМГ. В разрядниках этих серий применены искровые промежутки с магнитным гашением. Блоки

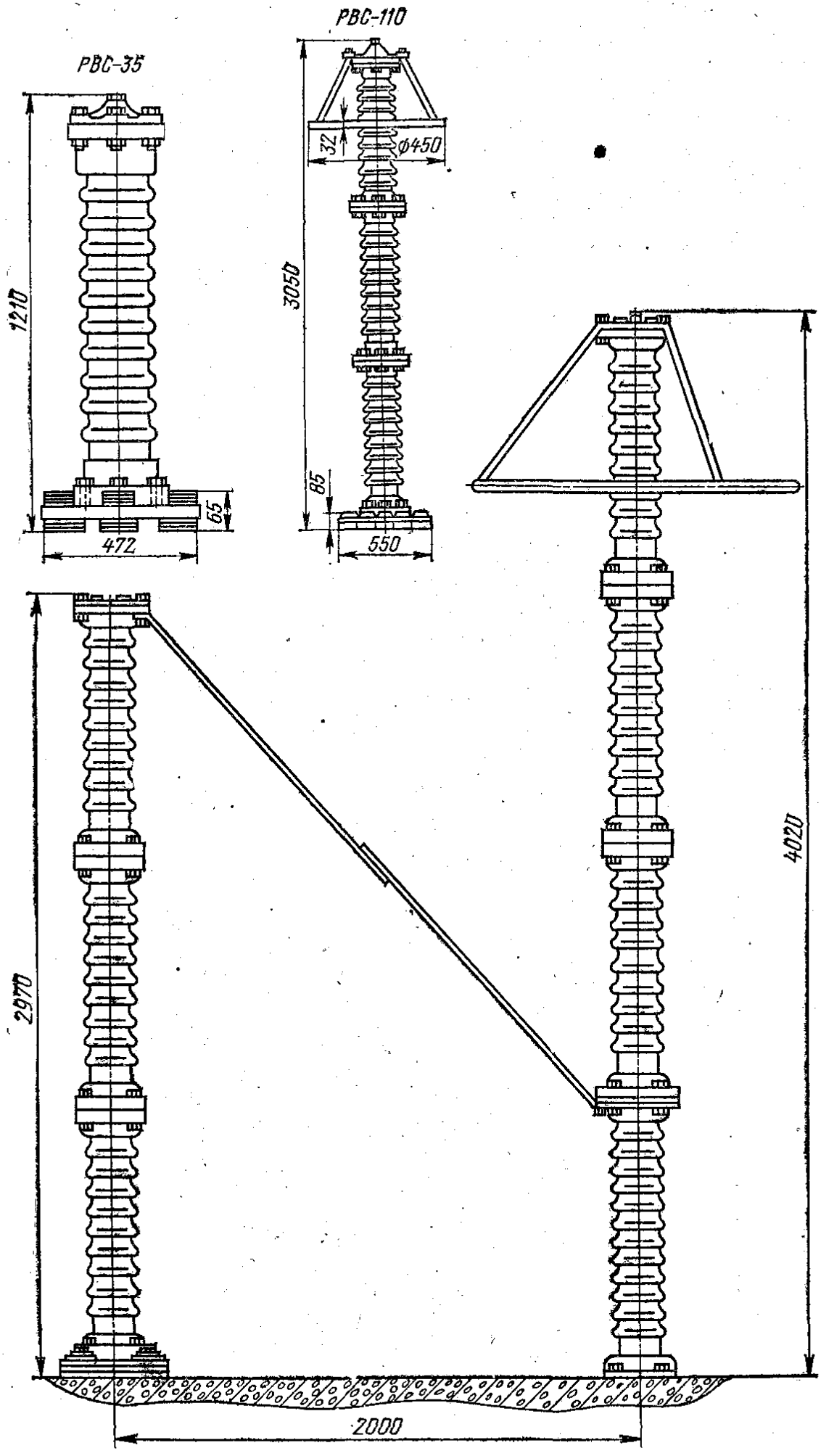


Рис. 16-14. Вентильные разрядники РВС на напряжение 35—220 кВ.

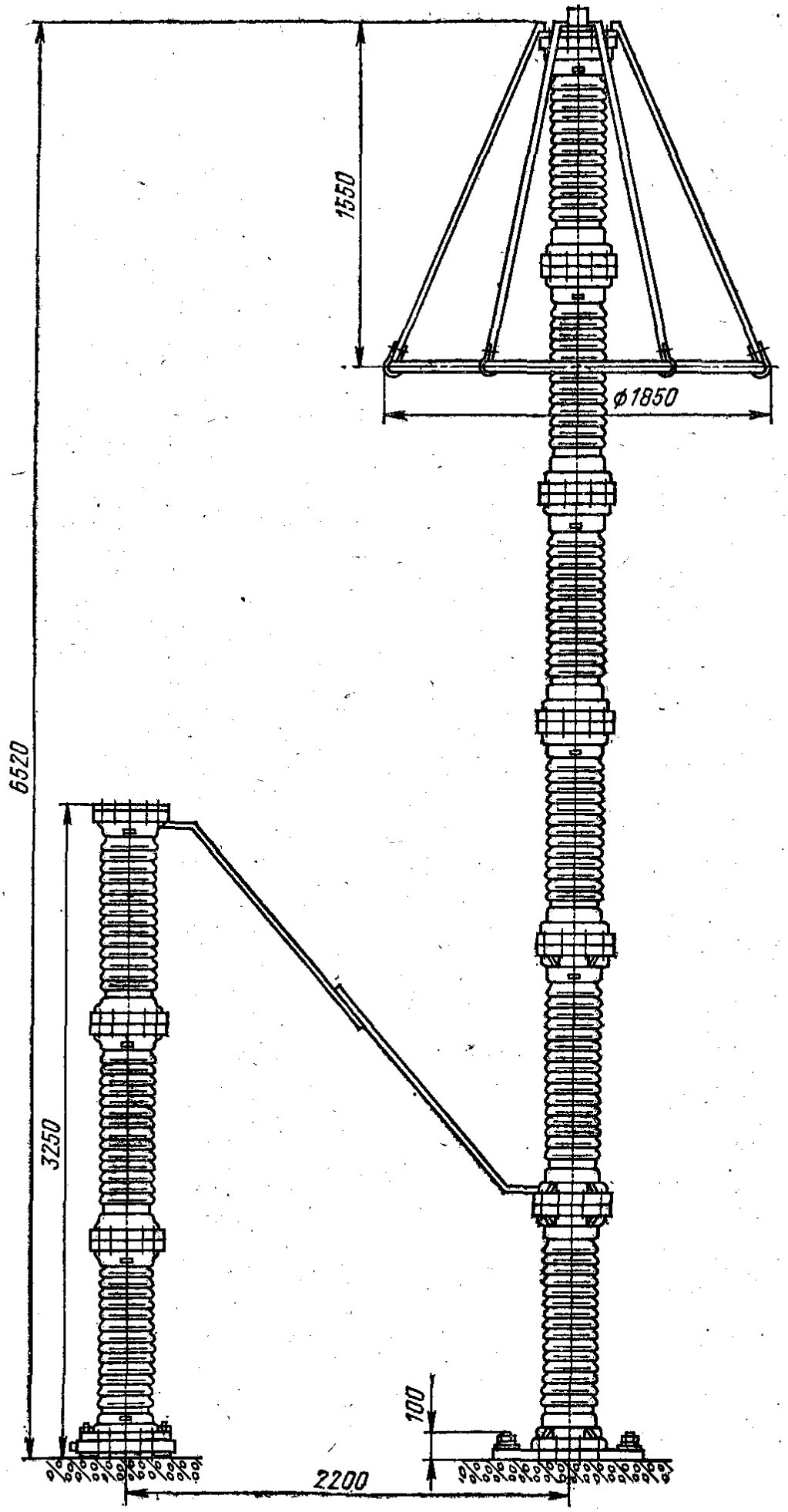
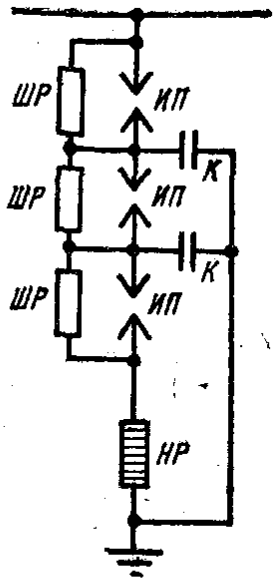


Рис. 16-15. Вентильный разрядник РВМГ-330.

Рис. 16-16. Электрическая схема разрядников типа РВМ на 3—10 кВ.

ИП — искровые промежутки; *НР* — нелинейный резистор; *ШР* — шунтирующие резисторы; *К* — конденсаторы.



единичных искровых промежутков шунтируются нелинейными резисторами полукольцевой формы. Применение вилитовых дисков диаметром 150 мм позволило вдвое увеличить пропускную способность по сравнению с разрядниками типа РВС.

На рис. 16-15 показан магнитно-вентильный разрядник РВМГ-330. Разрядник выполнен в виде двухколонковой конструкции. Колонка из трех элементов разрядника крепится на основании, остальные пять элементов установлены на опорном изоляторе. Разрядники серии РВМ на 3, 6, 10 кВ предназначены для защиты вращающихся машин. Отличительной особенностью этих разрядников является их низкий коэффициент импульса (не более 0,6) в диапазоне предразрядных времен, соответствующих грозовым перенапряжениям. Это достигается с помощью включения дополнительных емкостей по отношению к земле (рис. 16-16).

Таблица 16-4

Основные электрические характеристики вентильных разрядников типов РВП и РВС

Разрядник	Номинальное напряжение, кВ	Наибольшее рабочее напряжение, кВ	Пробивное действующее напряжение при промышленной частоте, кВ		Импульсное пробивное напряжение при предразрядном времени от 1,5 до 20 мкс, кВ	Максимальное значение остающегося напряжения разрядника при импульсном токе с длительностью фронта 10 мкс, кВ (не более), при максимальном значении тока, кА		
			не менее	не более		3	5	10
РВП-3	3	3,8	9	11	20	13,5	14,5	16
РВП-6	6	7,6	16	19	30	25	27	30
РВП-10	10	12,7	26	30,5	45	42	45	50
РВС-15	15	19	38	48	70	57	61	67
РВС-20	20	25	49	60,5	85	75	80	88
РВС-35	35	40,5	78	98	125	122	130	143
РВС-110	110	100	200	250	285	315	335	367
РВС-150	150	138	275	345	375	435	465	510
РВС-220	220	200	400	500	530	630	670	734

Электрические характеристики магнитно-вентильных разрядников приведены в табл. 16-5.

Разрядники серии РВТ (разрядник вентильный токоограничивающий). В новой серии магнитно-вентильных разрядников РВТ

Таблица 16-5

Основные электрические характеристики магнитно-вентильных разрядников

Разрядник	Номинальное напряжение, кВ	Наибольшее рабочее напряжение, кВ	Пробивное действующее напряжение при 50 Гц, кВ		Импульсное пробивное напряжение при предразрядном времени 2—20 мкс, кВ	Максимальное значение остающегося напряжения при импульсном токе с длительностью фронта 10 мкс, кВ (не более), при максимальном значении тока импульса, кА		
			не менее	не более		3	5	10
РВМ-3	3	3,8	7,5	9,5	9	9	9,5	11
РВМ-6	6	7,6	15	18	17	17	18	20
РВМ-10	10	12,7	25	30	28	28	30	33
РВМ-20	20	25	42	51	65	60	65	72
РВМ-35	35	40,5	70	83	105	97	105	116
РВМГ-110	110	100	170	195	265	245	265	295
РВМГ-150	150	138	235	270	370	340	370	410
РВМГ-220	220	200	340	390	515	475	515	570
РВМГ-330	330	295	485	560	700	—	730	800
РВМГ-500	500	420	712	828	1200	—	1060	1180
РВМ-750	750	600	820	950	1500	—	1500 (при токе 7 кА)	
РВТ-3	3	3,8	7,5	9	7	7	8	9
РВТ-6	6	7,6	15	18	14	14	16	18
РВТ-10	10	12,7	25	30	23,5	23,5	26,5	30,5
РВТ-110	110	100	150	170	230	195	215	240
РВТ-150	150	138	210	240	310	265	295	330
РВТ-220	220	200	300	340	445	390	430	480
РВТ-330	330	290	435	500	630	555	615	700
РВТ-500	500	420	630	725	940	805	890	1010

(табл. 16-5) применены токоограничивающие искровые промежутки с узкой щелью. Нелинейные резисторы разрядников РВТ на напря-

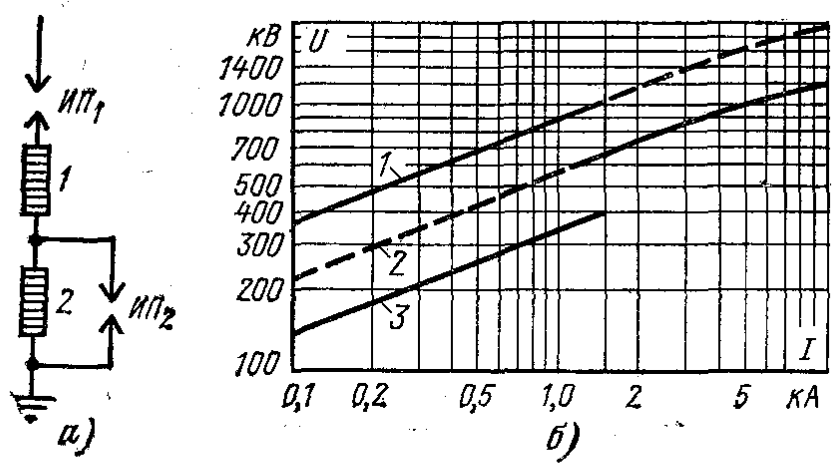


Рис. 16-17. Разрядник РВМК-П.

а — принципиальная схема; *б* — вольт-амперная характеристика разрядника на 500 кВ; *1* — характеристика разрядника при внутренних перенапряжениях; *2* — характеристика разрядника при грозовых перенапряжениях; *3* — напряжение на промежутке $ИП_2$.

жения 3—10 кВ комплектуются из тервитовых дисков диаметром 70 мм, а разрядников 110—500 кВ — из тервитовых дисков диаметром 100 мм. Защитное отношение разрядников серии РВТ на

20% ниже, чем у разрядников серии РВМ. При этом у разрядников на 3—10 кВ, предназначенных для защиты вращающихся машин, остающееся напряжение при токе 3 кА и импульсное пробивное

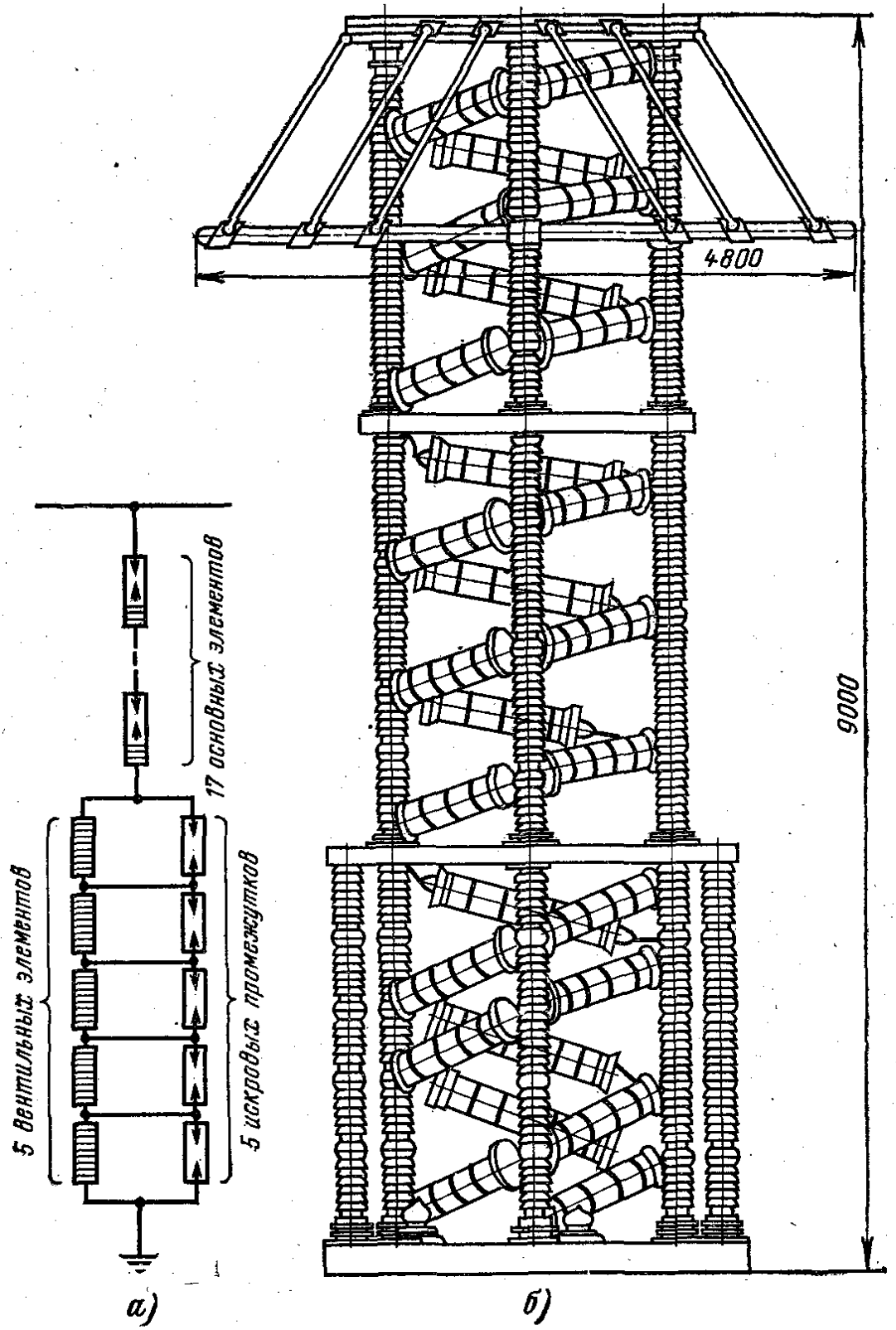


Рис. 16-18. Разрядник РВМК-500П.

а — схема расположения элементов; б — эскиз разрядника.

напряжение не превышают испытательных напряжений изоляции машин.

Высокая пропускная способность тервита обусловливает возможности ограничения внутренних перенапряжений с помощью разрядников этой серии.

Разрядники серии РВРД (разрядник вентильный с растягивающейся дугой). Эти разрядники, как и разрядники серии РВТ, имеют токоограничивающие искровые промежутки, но несколько иной конструкции. По своим импульсным характеристикам они практически не отличаются от разрядников РВТ. Однако за счет улучшенных условий гашения дуги у разрядников РВРД примерно на 25% выше, чем у разрядников РВТ, напряжение гашения, что существенно повышает эффективность действия этого разрядника. Разрядники РВРД выпускаются на номинальные напряжения 110 кВ и выше.

Разрядники серии РВМК-П (разрядник вентильный магнитный комбинированный, с повышенным напряжением гашения при коммутационных перенапряжениях). Разрядники этой серии предназначены для ограничения как грозовых, так и внутренних перенапряжений. В разрядниках применены искровые промежутки с магнитным гашением дуги. Нелинейные резисторы собраны из тервитовых дисков диаметром 70 мм. Тервит имеет высокую пропускную способность, однако у него хуже, чем у вилита, коэффициент нелинейности. Это создает трудности при конструировании таких разрядников. Если тервитовый нелинейный резистор обеспечивает защиту от внутренних перенапряжений при проходящих через

Таблица 16-6

Основные электрические характеристики комбинированных разрядников

Параметры	Разрядник		
	РВМК-330П	РВМК-500П	РВМК-750
Номинальное напряжение разрядника, кВ	330	500	750
Наибольшее рабочее напряжение, кВ	200	303	455
Максимальное значение нормированного тока внутреннего перенапряжения, А	1000	1500	1500
Максимальное значение остающегося напряжения при нормированном токе внутреннего перенапряжения, кВ	700	1070	1350*
Пробивное действующее напряжение при 50 Гц, кВ	500	760	950
Действующее напряжение гашения при внутренних перенапряжениях, кВ	380	575	750
Импульсное пробивное напряжение при предразрядном времени 2—20 мкс не более, кВ	700	1200	1500
Максимальное значение остающегося напряжения при импульсном токе 10 мА с длительностью фронта 10 мкс не более, кВ	820	1260	1650

* При токе, определяемом расчетной кратностью внутренних перенапряжений.

разрядник токах до 1,5 кА, то при грозовых перенапряжениях, когда токи достигают 10 кА, вследствие высокого коэффициента нелинейности оно не может обеспечить защиту изоляции. Это обстоятельство привело к комбинированной схеме разрядника, показанной на рис. 16-17, *а*. Часть тервитовых дисков разрядника (около 40%) зашунтирована дополнительным искровым промежутком $ИП_2$, который при внутренних перенапряжениях не пробивается, и остающееся напряжение на разряднике соответствует характеристике *1* на рис. 16-17, *б*. При прохождении через разрядник тока больше нормированного тока внутренних перенапряжений напряжение на шунтирующем искровом промежутке (кривая *3* на рис. 16-17, *б*) становится больше его пробивного напряжения и часть дисков шунтируется. При этом остающееся напряжение следует характеристике *2* и остается в допустимых пределах. На рис. 16-18 показаны схема расположения элементов и эскиз комбинированного разрядника РВМК-500П.

Основные характеристики разрядников серии РВМК-П приведены в табл. 16-6.

16-5. ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ЗАЗЕМЛЕНИЯ НЕЙТРАЛИ НА ВЫБОР РАЗРЯДНИКОВ И УРОВНИ ИЗОЛЯЦИИ

В § 16-4 указывалось, что напряжение гашения должно быть равно напряжению на неповрежденных фазах при однофазном замыкании на землю. Расчет этого напряжения выполняется с помощью метода симметричных составляющих. В место замыкания, например на фазе A, включается эквивалентный источник напряжением $-\dot{U}_A$, равным по величине и обратным по направлению напряжению $\dot{U}_A$ симметричного режима. Обозначим через Z_1, Z_2, Z_0 сопротивления прямой, обратной и нулевой последовательности относительно точки замыкания при условии, что все источники питания закорочены. Тогда ток однофазного замыкания на землю определится как

$$\dot{I}^{(1)}_{\text{к. з}} = \frac{3\dot{U}_A}{Z_1 + Z_2 + Z_0}. \qquad (16\text{-}6)$$

Токи различных последовательностей при этом равны:

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_2 = \dot{I}_0 = \dot{I}^{(1)}_{\text{к. з}}/3 = \dot{U}_A/(Z_1 + Z_2 + Z_0). \qquad (16\text{-}6а)$$

Напряжение в каждой из фаз может быть представлено как сумма четырех составляющих:

составляющей прямой последовательности «нормального» режима, т. е. симметричного режима, существовавшего до к. з.;

так называемой аварийной составляющей прямой последовательности

$$\Delta\dot{U}_{A1} = -\dot{I}_1 Z_1 = -\dot{U}_A Z_1/(Z_1 + Z_2 + Z_0); \qquad (16\text{-}7)$$

составляющей обратной последовательности

$$\dot{U}_{A2} = -\dot{I}_2 Z_2 = -\dot{U}_A Z_2/(Z_1 + Z_2 + Z_0); \qquad (16\text{-}7а)$$

составляющей нулевой последовательности

$$\dot{U}_0 = -\dot{I}Z_0 = -\dot{U}_A Z_0/(Z_1 + Z_2 + Z_0). \qquad (16\text{-}7б)$$

Для точек, удаленных от шин генераторного напряжения, можно принять $Z_1 = Z_2$. Обозначив $Z_0 / Z_1 = Z_0 / Z_2 = m$, получаем:

$$\Delta\dot{U}_{A1} = \dot{U}_{A2} = -\dot{U}_A \frac{Z_1}{Z_0 + 2Z_1} = -\frac{1}{m+2}\dot{U}_A; \qquad (16\text{-}8)$$

$$\dot{U}_0 = -\dot{U}_A \frac{Z_0}{Z_0 + 2Z_1} = -\frac{m}{m+2}\dot{U}_A. \qquad (16\text{-}8а)$$

На рис. 16-19 приведена векторная диаграмма, построенная для случая, когда сопротивления всех последовательностей можно считать чисто реактивными и $m > 1$. В поврежденной фазе A три составляющие напряжения $\Delta\dot{U}_{A1}$, $\dot{U}_{A2}$, $\dot{U}_0$ совпадают по направлению и в сумме дают вектор $(-\dot{U}_A)$, т. е. суммарное напряжение равно нулю. В двух других фазах B и C составляющие нулевой последовательности имеют то же направление, что и в поврежденной фазе, а составляющие прямой и обратной последовательности сдвигаются на углы $\pm 120°$. Сумма векторов $\Delta\dot{U}_{B1}$ и $\dot{U}_{B2}$ или $\Delta\dot{U}_{C1}$ и $\dot{U}_{C2}$, сдвинутых друг относительно друга на угол 120°, представляет собой вектор, совпадающий по фазе с вектором U_0, но обратный по знаку (при $m > 0$). Таким образом, геометрическая сумма трех «аварийных» составляющих $\Delta\dot{U}_1$, $\dot{U}_2$ и $\dot{U}_0$ в неповрежденных фазах, которую мы обозначим $\Delta\dot{U}$, равна:

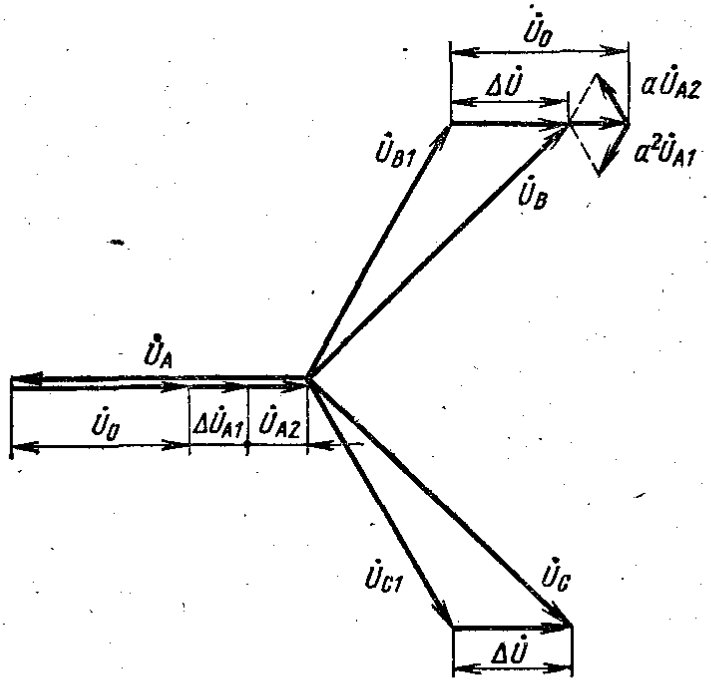


Рис. 16-19. Векторная диаграмма напряжений при однофазном к. з.

$$\Delta\dot{U} = \dot{U}_0 + \Delta\dot{U}_1 + \dot{U}_2 = \dot{U}_0 - \Delta\dot{U}_{A1} =$$
$$= \left(\frac{m}{m+2} - \frac{1}{m+2}\right)\dot{U}_A = \frac{m-1}{m+2}\dot{U}_A. \qquad (16\text{-}9)$$

Вектор $\Delta\dot{U}$ геометрически складывается с составляющими симметричного режима. Из векторной диаграммы следует:

$$U_B = U_C = \sqrt{\left(\frac{1}{2}U_A + \Delta U\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2}U_A\right)^2} =$$
$$= U_A\sqrt{\left[\frac{3m}{2(m+2)}\right]^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2}\right)^2}. \qquad (16\text{-}10)$$

Если исключить некоторые режимы в дальних электропередачах (гл. 20), то для заземленной нейтрали характерно $1 < m < 3$. Верхние значения m в этой области могут получаться в точках сети, удаленных от источников питания, где сопротивления Z_0 и Z_1 определяются в основном параметрами линии, т. е. представляют собой отношение индуктивностей нулевой и прямой последовательности линии, которое близко к трем.

С учетом того, что максимальное рабочее напряжение составляет 1,15—1,10 от номинального, получим напряжение на неповрежденных фазах при $m = 3$:

$$U_B = U_C = (1{,}1 \div 1{,}15) \cdot 1{,}25 \frac{U_{ном}}{\sqrt{3}} = \\ = (0{,}79 \div 0{,}83)\, U_{ном} \approx 0{,}8 U_{ном}. \qquad (16\text{-}11)$$

При изолированной нейтрали максимальное напряжение на неповрежденных фазах равно: $U_B \approx U_C \approx 1{,}1 U_{ном}$.

В Советском Союзе выбор грозозащитных разрядников осуществляется исходя из двух возможных режимов нейтрали. В системах с изолированной нейтралью применяются 110%-ные разрядники, рассчитанные на напряжение гашения $U_{гаш} = 1{,}1 U_{ном}$. В системах с заземленной нейтралью используются 80%-ные разрядники, у которых гашение дуги должно осуществляться при $U_{гаш} = 0{,}8\, U_{ном}$ и дает возможность уменьшить сопротивление нелинейного резистора, а следовательно, и остающееся напряжение на разряднике (рис. 16-20).

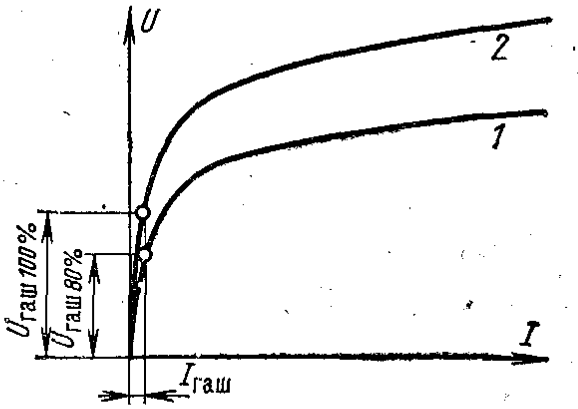


Рис. 16-20. Вольт-амперные характеристики 80%-ного (*1*) и 110%-ного (*2*) разрядников.

Поскольку изоляция оборудования скоординирована с характеристиками разрядников, применение 80%-ных разрядников позволяет снизить уровень изоляции по сравнению с уровнем изоляции, защищенной 110%-ными разрядниками. Это является одним из основных преимуществ работы с заземленной нейтралью.

ГЛАВА СЕМНАДЦАТАЯ

ГРОЗОЗАЩИТА ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

17-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Грозовые перенапряжения на линиях электропередачи возникают как при непосредственных поражениях линии грозовыми разрядами (перенапряжения прямого удара молнии), так и при разря-

дах молнии в землю в окрестности линии (индуктированные перенапряжения). Перенапряжения прямого удара молнии представляют наибольшую опасность, и грозозащита линий должна ориентироваться именно на этот вид перенапряжений.

В гл. 14 было показано, что удар молнии в объект может произойти в тех случаях, когда головка лидерного канала на высоте ориентировки находится в пределах некоторого расстояния от объекта (для стержневого молниеотвода оно равно 3,5 h). Для линии электропередачи соответствующее расстояние принимается равным $3h$. Таким образом, линия длиной L, км, с средней высотой подвеса h, м, принимает на себя удары с площади, км^2, $S = 2 \times \times 3hL \cdot 10^{-3}$.

Поскольку число ударов на 1 км^2 на 1 грозовой час равно 0,067 (гл. 12), то число поражений линии в год N при n грозовых часах в году равно:

$$N = 0{,}067n \cdot 6hL \cdot 10^{-3} = 0{,}4nhL \cdot 10^{-3}. \qquad (17\text{-}1)$$

Линия электропередачи может поражаться ударами молнии с различными максимальными значениями тока $I_м$ и скоростями его нарастания (крутизнами) a. Перекрытие изоляции линии произойдет только в том случае, если созданное ударом молнии напряжение на ее изоляции превысит импульсную прочность этой изоляции. Так как это происходит не при каждом ударе молнии, число перекрытий изоляции линии в год равно:

$$N_{пер} = NP_{пер}, \qquad (17\text{-}2)$$

где $P_{пер}$ — вероятность перекрытия изоляции при ударе молнии.

Число грозовых отключений линии, вообще говоря, может быть меньше числа перекрытий изоляции. Отключение линии происходит только при переходе импульсного перекрытия изоляции в поддерживаемую рабочим напряжением силовую дугу, время существования которой равно или больше времени действия релейной защиты. Вероятность перехода импульсного перекрытия в силовую дугу зависит от ряда факторов (мощность источника, наличие ветра и т. д.). Однако определяющее значение имеет градиент рабочего напряжения вдоль пути перекрытия (т. е. напряжение на единицу длины дуги). Если этот градиент окажется недостаточным, силовая дуга может вообще не возникнуть и отключения линии не произойдет.

Вероятность перехода импульсного перекрытия в силовую дугу η неоднократно определялась в лабораторных условиях и из опыта эксплуатации. По данным ВНИИЭ и рекомендациям «Руководящих указаний по защите от перенапряжений», эта вероятность для линий на металлических опорах может быть принята $\eta = 0{,}7$ при номинальных напряжениях до 220 кВ включительно и $\eta = 1{,}0$ для номинальных напряжений 330 кВ и выше. Для линий на деревянных опорах и длинных воздушных промежутков η можно определять по формуле

$$\eta = 1{,}5\,(E_{ср} - 4) \cdot 10^{-2}, \qquad (17\text{-}3)$$

где $E_{ср} = U_{раб}/l_{пер}$ — градиент рабочего напряжения вдоль пути перекрытия, кВ/м.

Так как η определяет долю всех перекрытий изоляции, приводящих к отключению, общее число грозовых отключений линии в год равно:

$$N_{откл} = 0{,}4h_{ср} \cdot 10^{-3} LhP_{пер}\eta. \qquad (17\text{-}4)$$

Для сравнения грозоупорности различных линий обычно используется так называемое *удельное число отключений линии* $n_{откл}$, т. е. число отключений линии длиной $L = 100$ км, проходящей в районе с числом грозовых часов в году $n = 30$:

$$n_{откл} = 1{,}2h_{ср}P_{пер}\eta. \qquad (17\text{-}5)$$

В последнее время под удельным числом отключений иногда понимают число отключений при 100 грозовых часах в году. Тогда

$$n_{откл\,1} = 4h_{ср}P_{пер}\eta. \qquad (17\text{-}5а)$$

Из (17-5) следует, что возможны два принципиально различных метода уменьшения числа грозовых отключений линии — уменьшение вероятности перекрытия изоляции и уменьшение вероятности перехода импульсного перекрытия в силовую дугу. Первый метод реализуется путем подвески тросовых молниеотводов и надежного их заземления на опорах, благодаря чему резко снижается вероятность непосредственного поражения молнией проводов линии и уменьшается напряжение на изоляции. Второй метод осуществляется путем удлинения пути перекрытия и снижения градиента рабочего напряжения, например, за счет применения деревянных опор.

В настоящее время невозможно с помощью экономически приемлемых средств создать абсолютно грозоупорные линии электропередачи, которые никогда не отключались бы при прямых ударах молнии. Поэтому основной задачей грозозащиты линии является не полное устранение грозовых отключений, а лишь уменьшение их числа до экономически целесообразного предела, соответствующего минимуму приведенных затрат. Иначе говоря, расходы на усиление грозозащитных мероприятий должны быть приведены в соответствие со стоимостью ущерба от грозовых отключений, который зависит от характера потребителя, наличия быстродействующего АПВ, степени резервирования линии.

Исходя из условий надежности электроснабжения, ориентировочно можно принять, что допустимое число отключений в год определяется как

$$N_{откл.\,доп} = N_{доп}/(1 - \beta_{АПВ}), \qquad (17\text{-}6)$$

где $N_{доп}$ — число допустимых перерывов электроснабжения по линии в год ($N_{доп} \leqslant 0{,}1$ при отсутствии резервирования и $N_{доп} \leqslant 1$ при наличии резервирования); $\beta_{АПВ}$ — коэффициент успешности АПВ, равный 0,8—0,9 для линий 110 кВ и выше на металлических и железобетонных опорах.

Дополнительные ограничения накладываются условиями работы выключателей, для которых допускается определенное число отключений к. з. за период между капитальными ремонтами, или случаев работы в цикле АПВ между двумя ревизиями. Исходя из этих соображений допускается $N_{\text{откл. доп}} = 1 \div 4$, в зависимости от типа выключателей.

Для особенно ответственных линий СВН число отключений должно быть уменьшено по сравнению с приведенными выше данными.

17-2. ИНДУКТИРОВАННЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ НА ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

При ударах молнии в землю у поверхности земли создается значительная напряженность электрического поля (гл. 12), под действием которой на линии образуется индуктированное напряжение. В соответствии с двумя составляющими $E_э = -\text{grad}\,\varphi$ и $E_м = -\frac{\partial A}{\partial t}$ это напряжение также можно разделить на две составляющие — электрическую $u_{и.\,э}$ и магнитную $u_{и.\,м}$. Механизм образования этих составляющих и их приближенная оценка могут быть в упрощенной форме представлены на основании рис. 17-1.

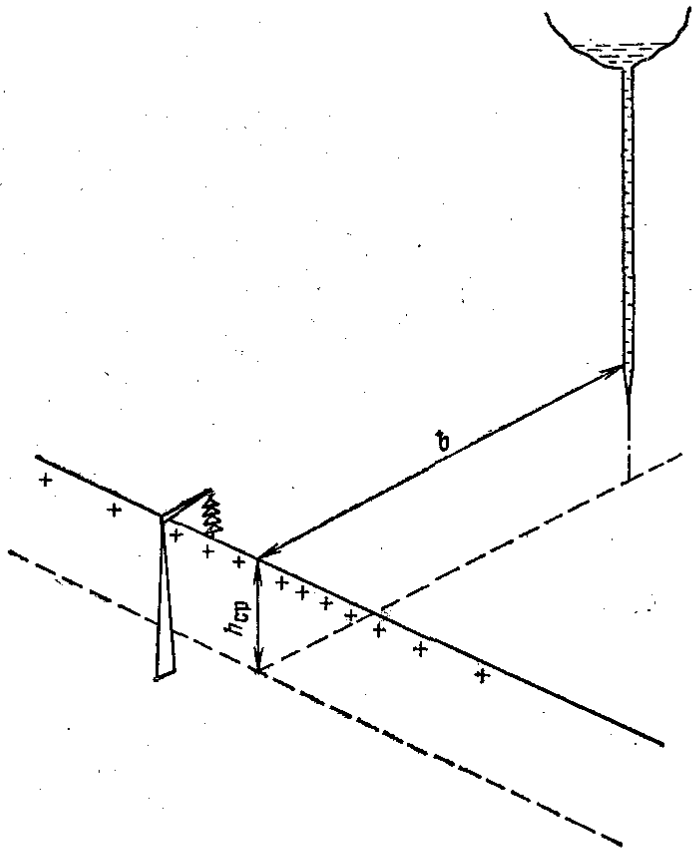


Рис. 17-1. К оценке индуктированных перенапряжений.

Когда заряды лидерного канала (большей частью отрицательные) опускаются по направлению к земле, на проводе появляются связанные (положительные) заряды. Благодаря малой скорости развития лидера свободные (отрицательные) заряды растекаются по проводу, уходя из зоны влияния лидерного канала. Поле связанных зарядов провода уравновешивается полем лидера, и потенциал провода на этой стадии равен нулю (напряжение промышленной частоты не учитывается). После того как начинается стадия главного разряда, поле канала нейтрализуется и связанные заряды освобождаются, обусловливая повышение потенциала провода, — это и есть электрическая составляющая индуктированного перенапряжения. Если бы нейтрализация зарядов канала происходила мгновенно, то максимальное значение напряжения в точке провода, расположенной на кратчайшем расстоянии от места удара, было бы равно:

$$U_{и.\,э} = k\frac{h_{ср}}{b}\sigma, \qquad (17\text{-}7)$$

где σ — линейная плотность зарядов канала; k — коэффициент пропорциональности. В действительности нейтрализация зарядов происходит со скоростью v (скорость главного разряда) и заряды, освобождаясь постепенно, растекаются по

проводу. Чем меньше скорость главного разряда, тем медленнее идет освобождение зарядов и тем меньше электрическая составляющая индуктированного напряжения. Учитывая эту особенность введением в (17-7) коэффициента $f(v)$, а также используя соотношение $I_м \approx \sigma v$, получаем:

$$U_{и.э} = kf(v)\frac{h_{ср}}{b}\frac{I_м}{v} = k_э(v)\frac{h_{ср}}{b}I_м. \qquad (17\text{-}7а)$$

Коэффициент $k_э(v) = kf(v)/v$ падает с увеличением скорости v.

Под действием магнитного поля главного разряда в петле провод—земля наводится напряжение $u_{и.м}$, максимальное значение которого возрастает с увеличением максимального значения тока и скорости его нарастания:

$$U_{и.м} = k_м(v)\frac{h_{ср}}{b}I_м, \qquad (17\text{-}7б)$$

где $k_м(v)$ — коэффициент, возрастающий с увеличением скорости главного разряда.

Полное максимальное значение индуктированного напряжения равно:

$$U_{инд} = U_{и.э} + U_{и.м} = [k_э(v) + k_м(v)]\frac{h_{ср}}{b}I_м = k_и\frac{h_{ср}}{b}I_м.$$

Суммарный коэффициент $k_и = k_э(v) + k_м(v)$ мало зависит от скорости, поскольку обе его составляющие меняются в противоположных направлениях, и может быть принят, как показывают теоретические расчеты, $k_и \approx 30$ Ом. Тогда

$$U_{инд} = 30\frac{h_{ср}}{b}I_м.$$

Оценим число случаев возникновения индуктированных перенапряжений с различными максимальными значениями. Для этого рассмотрим узкую полоску земли шириной db, отстоящую от оси линии на расстоянии b. При длине линии 100 км общее число ударов в эту полоску в год равно $0{,}067n \cdot 100db$. Для того чтобы при ударе молнии в эту полоску индуктированное напряжение превысило заданное значение $U_{инд}$, максимальное значение тока молнии должно быть

$$I_м > \frac{U_{инд}}{30h_{ср}}b.$$

Вероятность таких токов на основании (12-2) равна:

$$P_I = e^{-I_м/26} = e^{-U_{инд}b/780h_{ср}},$$

и, следовательно, число ударов молнии в полоску db, приводящих к появлению на линии напряжения $U > U_{инд}$, равно:

$$dN = 6{,}7ne^{-U_{инд}b/780h_{ср}}db.$$

Так как линия принимает на себя удары молнии с полосы земли шириной $6h_{ср}$, удар молнии в землю может произойти на расстоянии не меньше $3h_{ср}$ от линии. Для определения полного числа случаев появления на линии индуктированных перенапряжений с максимальным значением, превышающим $U_{инд}$, необходимо проинтегрировать dN в пределах $3h_{ср} - \infty$, учтя при этом, что удары молнии могут происходить по обе стороны от линии:

$$N = 2\int_{3h_{ср}}^{\infty} dN = \frac{10{,}45nh_{ср}}{U_{инд}}e^{-\frac{U_{инд}}{260}}, \qquad (17\text{-}8)$$

где $U_{инд}$, кВ, а $h_{ср}$, м.

Для частного случая $n = 30$ и $h_{ср} = 10$ м на рис. 17-2 построена кривая, показывающая число случаев возникновения перенапряжений с различными максимальными значениями. Как видно, индуктированные перенапряжения могут превышать импульсную прочность изоляции линий 35 кВ ($U_{50\%} \approx 350$ кВ) менее 2 раз в год, а импульсную прочность изоляции линий 110 кВ ($U_{50\%} \approx 700$ кВ) всего 1 раз за 5 лет. Как мы увидим из последующих глав, вероятность перекрытия изоляции при прямых ударах гораздо больше. Поэтому рассмотренный вид индуктированных перенапряжений не играет существенной роли для линий 110 кВ и выше.

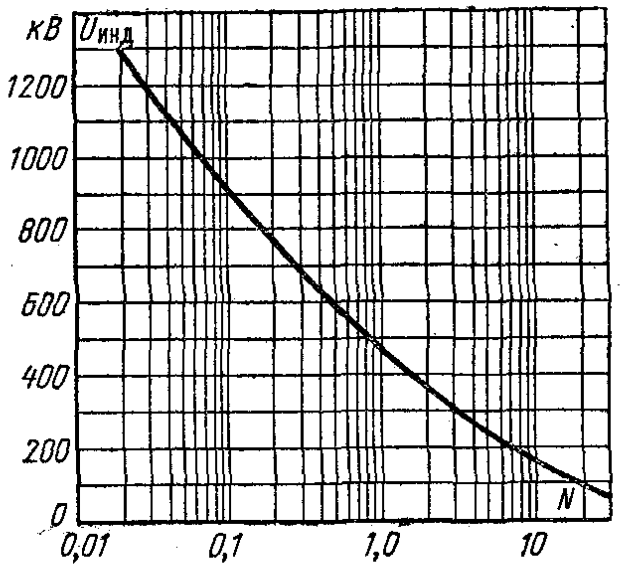


Рис. 17-2. Число случаев в год возникновения индуктированных перенапряжений с различным максимальным значением на линии без тросов со средней высотой подвески проводов 10 м.

Число грозовых часов в году $n = 30$.

Индуктированные перенапряжения возникают и при ударе молнии в трос или опору и, накладываясь на перенапряжения прямого удара, увеличивают разность потенциалов на изоляции. Их надо учитывать при больших токах молнии в тех случаях, когда удар молнии происходит поблизости от изоляции, которая может перекрыться. Эта разновидность индуктированных перенапряжений будет рассмотрена в § 17-4.

17-3. ПРЯМОЙ УДАР МОЛНИИ В ЛИНИЮ БЕЗ ТРОСОВ

При поражении провода (рис. 17-3) в месте удара включается сопротивление, равное половине волнового сопротивления провода $z_{пр}/2$ (параллельное соединение волновых сопротивлений справа и слева от места удара). Так как волновое сопротивление проводов воздушных линий лежит в пределах 400—500 Ом, то можно принять, что сопротивление в месте удара равно сопротивлению канала молнии $z_{пр}/2 = z_к = 200$ Ом; тогда согласно (12-1) ток в месте удара уменьшится в 2 раза по сравнению с током в хорошо заземленный объект $I = I_м/2$. Напряжение в месте удара имеет ту же форму, что и ток молнии, а его максимальное значение равно:

$$U_{пр} = \frac{I_м}{2}\frac{z_{пр}}{2} \approx 100 I_м. \qquad (17\text{-}9)$$

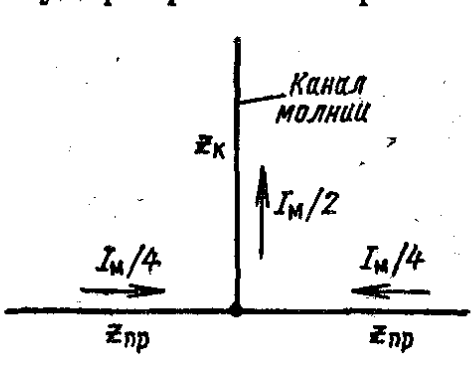


Рис. 17-3. Распределение токов при ударе молнии в провод.

Для определения вероятности перекрытия изоляции это напряжение необходимо сравнить с импульсной прочностью изоляции. Так как изоляция линий на металлических и деревянных опорах сильно различается, рассмотрим эти линии раздельно.

Линии на металлических опорах. При ударе молнии в провод линии на металлических опорах все напряжение прикладывается

к гирлянде изоляторов, перекрытие которой произойдет, если напряжение на проводе

$$U_{\text{пр}} = 100 I_{\text{м}} \geqslant U_{50\%},$$

где $U_{50\%}$ — 50%-ное импульсное разрядное напряжение гирлянды. Этому условию соответствует ток молнии

$$I_{\text{м}} \geqslant I_{\text{з}} = U_{50\%}/100, \qquad (17\text{-}10)$$

где $I_{\text{з}}$ — ток, обычно называемый защитным уровнем линии.

Как видим, в данном случае перекрытие изоляции линии определяется только одним параметром — максимальным значением тока молнии. Крутизна фронта тока молнии практически никакой роли не играет. Так как все разряды молнии с током $I \geqslant I_{\text{з}}$ приводят к перекрытию изоляции, вероятность перекрытия изоляции $P_{\text{пер}}$ равна вероятности тока $I_{\text{м}} > I_{\text{з}}$ и, следовательно, может определяться по (12-2). Например, для линии 110 кВ $U_{50\%} = 650$ кВ, $I_{\text{з}} = 6{,}5$ кА, и вероятность перекрытия изоляции $P_{\text{пер}} \approx 0{,}8$. При средней высоте подвеса провода $h_{\text{ср}} = 10$ м удельное число отключений линии равно $n_{\text{откл}} = 1{,}2 \cdot 10 \cdot 0{,}8 \cdot 0{,}7 = 6{,}7$. Такое число отключений в год является чрезмерно большим, поэтому линии 110 кВ на металлических опорах без тросов в районах со средней или большой интенсивностью грозовой деятельности не могут работать достаточно надежно. То же самое относится и к линиям более высокого напряжения.

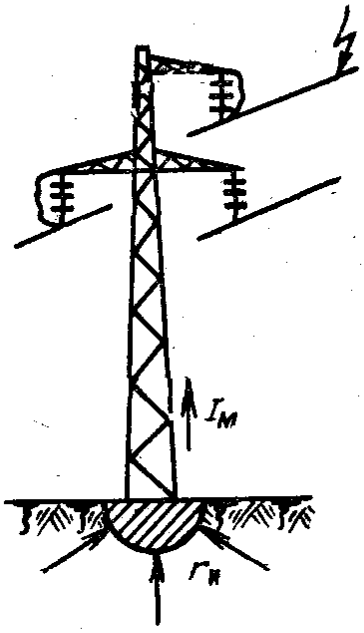


Рис. 17-4. Двухфазное перекрытие при ударе молнии в провод линии на металлических опорах без тросов.

Совершенно другое положение имеет место на линиях 35 кВ, работающих в системе с изолированной нейтралью, особенно в случае применения дугогасящих аппаратов. В таких системах однофазные перекрытия изоляции не приводят к отключению линии.

После того как при ударе молнии в провод произошло перекрытие изоляции этого провода относительно земли (рис. 17-4), ток молнии начинает стекать в землю через стойки опоры и заземлитель. При этом в путь тока вместо волнового сопротивления $z_{\text{пр}}/2$ включается значительно меньшее сопротивление заземлителя $r_{\text{и}}$. Через заземлитель начинает проходить почти полный ток молнии, и опора вместе с пораженным проводом приобретает потенциал, приблизительно равный $I_{\text{м}} r_{\text{и}}$. На остальных проводах будут наводиться напряжения $I_{\text{м}} r_{\text{и}} k$, где k — коэффициент связи, вычисленный с учетом поправки на корону. На изоляцию этих проводов (гирлянды) действует напряжение $I_{\text{м}} r_{\text{и}} (1 - k)$, и перекрытие гирлянды с опоры на провод происходит, если

$$I_{\text{м}} \geqslant I_{\text{з}} = \frac{U_{50\%}}{r_{\text{и}} (1 - k)}. \qquad (17\text{-}11)$$

Таким образом, защитный уровень линии в системе с изолированной нейтралью определяется исходя из условий двухфазного или трехфазного перекрытия.

Если принять для линии 35 кВ $U_{50\%} = 350$ кВ, $k = 0{,}3$, то при $h_{ср} = 10$ м и сопротивлении заземления $r_и = 10$ Ом $I_з = 50$ кА и $P_{пер} = 0{,}15$. Это дает удельное число грозовых отключений линии в год $n_{откл} = 1{,}2 \cdot 10 \cdot 0{,}15 \cdot 0{,}7 = 1{,}25$, т. е. в несколько раз меньше, чем для линий, работающих в системе с заземленной нейтралью. При небольшой длине линий и особенно при наличии АПВ такое число отключений является допустимым.

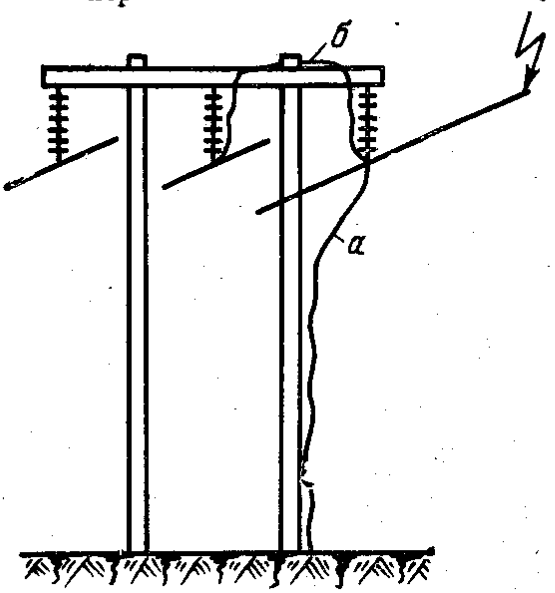


Рис. 17-5. Возможные пути перекрытия изоляции линии на деревянных опорах при ударе молнии в провод.

Поскольку повышение грозоупорности линий в системе с изолированной нейтралью обусловлено тем, что однофазные перекрытия не переходят в устойчивую дугу промышленной частоты, можно считать, что применение дугогасящих аппаратов является мерой защиты линий от грозовых отключений.

Линии на деревянных опорах. При ударе молнии в провод линии на деревянных опорах возможны два показанных на рис. 17-5 пути перекрытия изоляции, которые имеют импульсные разрядные напряжения соответственно $U^{(а)}_{50\%}$ и $U^{(б)}_{50\%}$.

К расстоянию *а* приложено полное напряжение провода относительно земли, следовательно, приводящий к перекрытию по этому пути ток молнии

$$I_м > I^{(а)}_з = U^{(а)}_{50\%}/100.$$

К расстоянию *б* приложена разность напряжений между пораженным и соседним проводом, и

$$I_м > I^{(б)}_з = \frac{U^{(б)}_{50\%}}{100\,(1-k)}. \qquad (17\text{-}12)$$

Оба пути перекрытия содержат комбинацию воздушной или фарфоровой изоляции с изоляцией дерева, прочность которой изменяется в довольно широких пределах в зависимости от состояния древесины. Опыт эксплуатации показывает, что в линиях на деревянных опорах перекрытия изоляции преимущественно происходят между фазами, т. е. по пути *б*, поэтому защитный уровень таких линий следует определять по (17-12). Например, если для линии 110 кВ на основании данных гл. 6 принять $U^{(б)}_{50\%} = 1700$ кВ и $k = 0{,}3$, то $I_з = 24$ кА и $P_{пер} = 0{,}4$. Так как расстояние между фазами линий 110 кВ равно 4 м, а длина гирлянды $l_г = 1{,}3$ м,

градиент рабочего напряжения по пути перекрытия $E_{ср} = \frac{110}{4+2,6} =$ $= 17$ кВ/м, что в соответствии с (17-3) дает коэффициент перехода импульсного перекрытия в силовую дугу $\eta = 0,21$. Следовательно, удельное число отключений $n_{откл} = 1,2 \cdot 10 \cdot 0,4 \cdot 0,21 = 1,0$.

Из этого примера видно, что линии на деревянных опорах без тросов, особенно в системе с заземленной нейтралью, имеют существенно бóльшую грузоупорность, чем линии на металлических опорах без тросов того же номинального напряжения.

17-4. ПРЯМОЙ УДАР МОЛНИИ В ЛИНИИ С ТРОСАМИ

Грозовые отключения линий с тросами могут происходить в следующих случаях:

прорыв молнии мимо тросовой защиты, т. е. поражение провода;

обратное перекрытие изоляции с троса на провод при ударе в трос под влиянием высокой разности потенциалов на изоляции, возникающей при больших максимальных значениях и крутизнах тока молнии.

В этом случае характер процесса и зависимость от ряда факторов (максимального значения и крутизны тока молнии, сопротивления заземления, высоты опоры, длины пролета) получаются различными в зависимости от того, где происходит удар молнии — поблизости от опоры или вблизи середины пролета. Единая методика расчета получается слишком сложной; поэтому принято рассматривать два предельных случая: удар в вершину опоры и удар в трос в середине пролета. При прорыве молнии вероятность поражения провода P_α определяется по (14-5).

Вероятность перекрытия изоляции и перехода в устойчивую силовую дугу подсчитывается так же, как при ударе в провод.

Удар молнии в вершину опоры. Число ударов в опору подсчитывается по эмпирической формуле

$$N_{оп} = N \cdot 4 \frac{h_{оп}}{l}, \qquad (17\text{-}13)$$

где N — общее число ударов молнии в линию, которое определяется по (17-1); l — длина пролета.

В месте удара молнии в опору (рис. 17-6) ток молнии разветвляется. Большая часть тока стекает в землю через заземлитель пораженной опоры, а меньшая часть проходит по тросам, направляясь к заземлителям соседних опор. При этом на изоляции линии возникают следующие составляющие напряжения:

падение напряжения на заземлителе пораженной опоры, вызванное протеканием через него тока опоры $i_{оп} < i_м$. Это напряжение равно $u_r = i_{оп} r_и$, где $r_и$ — импульсное сопротивление заземлителя пораженной опоры;

магнитная составляющая индуктированного напряжения;

электрическая составляющая индуктированного напряжения; напряжение на проводе, индуктированное токами в тросах; составляющая рабочего напряжения (учитывается обычно при напряжениях 220 кВ и выше).

Рассмотрим отдельные составляющие в пределах фронта тока молнии ($i_м = at$).

Магнитная составляющая индуктированного напряжения может быть представлена в виде суммы двух составляющих, наведенных током в опоре $L_{оп}^{(пр)} \frac{di_{оп}}{dt}$ и током в канале молнии $M_м^{(пр)} \frac{di_м}{dt}$. Постоянный коэффициент $L_{оп}^{(пр)} = L' h_{пр}$ представляет собой индуктивность опоры на участке от поверхности земли до точки подвеса провода; индуктивность на метр высоты опоры L' зависит от конструкции опор и имеет следующие значения: для деревянной П-образной опоры с двумя спусками от тросов (применяется на подходах к подстанциям) 1 мкГ/м; для металлической башенной и железобетонной одностоечных опор 0,6—0,7 мкГ/м; для металлической портальной опоры — 0,5 мкГ/м; для металлической или железобетонной опоры на оттяжках 0,4 мкГ/м.

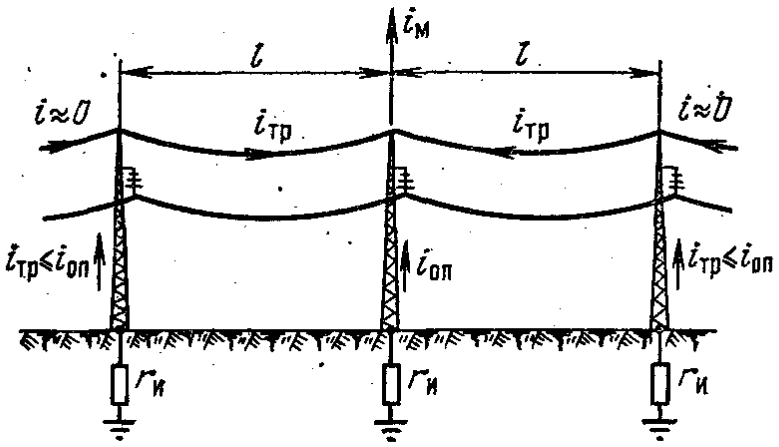


Рис. 17-6. Распределение токов при прямом ударе молнии в опору с тросами.

Коэффициент $M_м^{(пр)}$ может быть назван взаимной индуктивностью между каналом молнии и петлей провод — земля. Хотя физическая природа индуктированных перенапряжений та же, что при ударе молнии в землю, формулы § 17-2 в данном случае применены быть не могут. При ударе в землю индуктированное напряжение зависит от минимального расстояния по горизонтали между каналом молнии и проводом $b \geqslant 3h_{пр}$. При ударе в вершину опоры $b = 0$, а развитие главного разряда начинается после соприкосновения лидерного канала молнии и встречного лидера, развивающегося от вершины опоры. Коэффициент $M_м^{(пр)}$ пропорционален высоте подвеса провода и зависит от времени, так как по мере развития главного разряда импульс тока продвигается по каналу на расстояние vt, т. е. канал молнии может рассматриваться как вертикальный проводник с переменной длиной vt. При $vt \gg h_{оп}$ изменения во времени делаются незначительными. Для упрощенных расчетов можно принять $M_м^{(пр)} \approx 0{,}5h_{пр}$.

К электрической составляющей индуктированных перенапряжений можно применить те же соображения, что и к магнитной составляющей; в качестве приближения можно принять, что без учета тросов $u_{и.э} = h_{пр} di_м/dt$. При наличии тросов $u_{и.э}$ снижа-

ется. Во время лидерной стадии тросы оказывают экранирующее действие, уменьшая связанный заряд на проводе. Во время стадии главного разряда на тросах под действием освобождающихся положительных зарядов проводов появляются связанные отрицательные заряды, которые снижают потенциал проводов. Можно показать, что с учетом тросов

$$u_{и.э} = -\left(1 - k\frac{h_{тр}}{h_{пр}}\right) h_{пр}\frac{di_м}{dt}, \quad (17\text{-}14)$$

где $h_{пр}$, $h_{тр}$ — средние высоты подвеса проводов и тросов; k — коэффициент связи; знак «—» показывает, что индуктированное напряжение на проводе имеет полярность, противоположную полярности напряжения прямого удара.

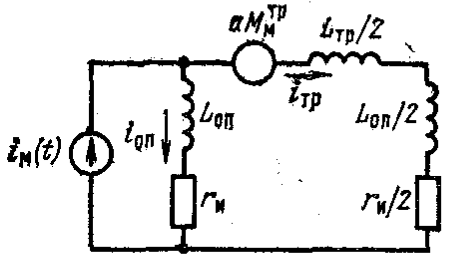


Рис. 17-7. Схема замещения для расчета распределения тока при ударе молнии в опору линии с тросами.

Напряжение на проводе, индуктированное токами в тросах, равно $ku_{тр} = ku_{оп}$, а $u_{оп}$, т. е. напряжение в вершине опоры, равно сумме падения напряжения в заземлителе опоры и магнитной составляющей индуктированного напряжения в петле трос—опора:

$$u_{оп} = i_{оп}r_и + L_{оп}^{(тр)}\frac{di_{оп}}{dt} + M_м^{(тр)}\frac{di_м}{dt} =$$
$$= i_{оп}r_и + L'h_{тр}\frac{di_{оп}}{dt} + 0{,}5h_{тр}\frac{di_м}{dt}. \quad (17\text{-}15)$$

Перейдем к определению тока в опоре, который меньше тока молнии за счет ответвления части тока к соседним опорам. Основное значение имеет ток, ответвляющийся к опорам, ближайшим к пораженной; при учете только этих опор может быть составлена схема замещения, приведенная на рис. 17-7, в которой включен источник тока $i_м = at$ и источник напряжения $aM_м^{(тр)}$, учитывающий э. д. с., наводимую в петле трос—земля магнитным полем канала молнии; $M_м^{(тр)} = 0{,}5\ h_{тр}$. На основании схемы замещения получаем ток в опоре (в пределах фронта тока молнии)

$$i_{оп} = at\left[\frac{0{,}5L_{тр} - 0{,}5h_{тр}}{0{,}5L_{тр} + L_{оп}}\right]\frac{1 - e^{-\alpha t}}{\alpha t} = m_i at; \quad (17\text{-}16)$$

$$\frac{di_{оп}}{dt} = a\left[\frac{0{,}5L_{тр} - 0{,}5h_{тр}}{0{,}5L_{тр} + L_{оп}}\right]e^{-\alpha t} = m_a a, \quad (17\text{-}17)$$

где $\alpha = r_и/(0{,}5L_{тр} + L_{оп})$.

Индуктивность троса $L_{тр} = \frac{z_{тр}}{v}\,l$, причем, для одного и двух тросов волновое сопротивление определяется на основании данных гл. 13.

Влияние рабочего напряжения на проводе учитывается исходя из допущения, что по крайней мере на одном проводе мгновенное значение напряжения имеет полярность, противоположную поляр-

ности импульсного потенциала опоры, а расчетное значение $U_{раб}$ принимается равным среднему значению за полупериод:

$$U_{раб} = \frac{2}{\pi} \frac{U_{ном}}{\sqrt{3}} \sqrt{2} \approx 0{,}5 U_{ном}.$$

Суммируя перечисленные выше составляющие, получаем напряжение на изоляции опоры:

$$u_{из}(t) = u_{оп} - u_{пр} = i_{оп} r_и + L' h_{пр} \frac{di_{оп}}{dt} + 0{,}5 h_{пр} a -$$

$$- \left[- h_{пр} \left(1 - k \frac{h_{тр}}{h_{пр}} \right) \right] - (- U_{раб}) - k \left(i_{оп} r_и + L' h_{тр} \frac{di_{оп}}{dt} + 05 h_{тр} a \right) =$$

$$= (1 - k) r_и m_i a t + \left(1 - k \frac{h_{тр}}{h_{пр}} \right) (L' m_a + 1{,}5) h_{пр} a + U_{раб}. \quad (17\text{-}18)$$

Выражение (17-18) справедливо только в течение фронта тока молнии, так как за пределами фронта индуктированные составляющие падают и напряжение на изоляции резко снижается. Поэтому перекрытие изоляции, как правило, происходит в пределах фронта тока молнии. Если построить зависимость напряжения на изоляции от времени $u_{из}(t)$ при разных крутизнах фронта (рис. 17-8), то точки пересечения этих кривых с вольт-секундной характеристикой изоляции определят максимальную длительность фронта тока молнии $\tau_ф = t_р$ и минимально допустимое максимальное значение тока $I_м = a\tau_ф$, при котором произойдет перекрытие изоляции,

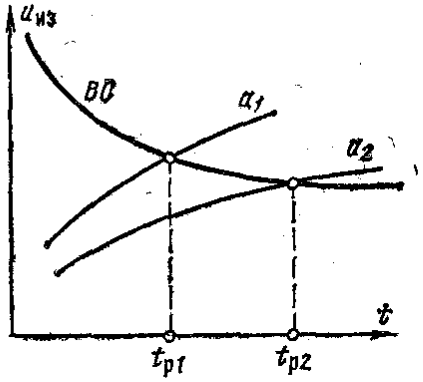


Рис. 17-8. Вольт-секундная характеристика изоляции линии (BC) и напряжение перекрытия изоляции при двух различных значениях крутизны тока молнии (a_1, a_2).

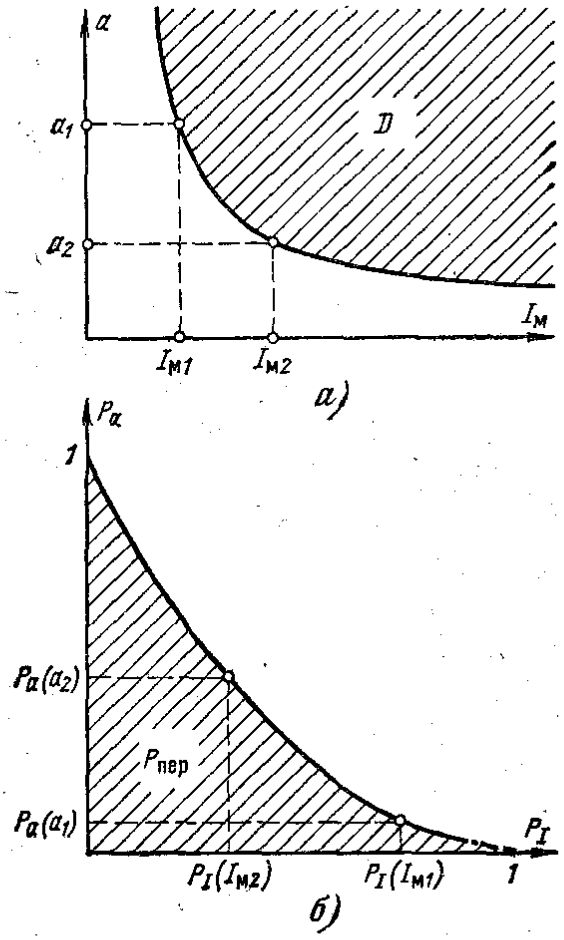


Рис. 17-9. Кривая опасных параметров ($а$) и кривая вероятности опасных параметров ($б$) при ударе молнии в вершину опоры линии с тросами.

причем для каждой крутизны получается определенное значение $I_м$. По этим данным можно построить так называемую *кривую опасных параметров* (рис. 17-9, *а*). Эта кривая ограничивает область D сочетаний крутизны и максимального значения тока молнии, при которых происходит перекрытие изоляции линии. Например, при крутизне a_1 перекрытие изоляции происходит при всех токах, бóльших $I_{м1}$, при крутизне a_2 — при токах, бóльших $I_{м2}$, и т. д. По кривой опасных параметров можно построить кривую вероятности опасных параметров (рис. 17-9, *б*). Вероятность перекрытия изоляции определяется как

$$P_{пер} = \iint\limits_{(D)} f(I_м, a)\, dI_м\, da, \qquad (17\text{-}19)$$

где $f(I_м, a)$ — двухмерная функция плотности вероятности максимального значения и крутизны тока молнии, а интегрирование осуществляется по всей области D.

К сожалению, как указывалось в гл. 12, число одновременных регистраций крутизны и максимальных значений в настоящее время недостаточно для надежного определения функции $f(I_м, a)$, поэтому в качестве первого приближения принимают их за независимые величины, вероятности которых определяются соответственно (12-2) и (12-3). В этом случае (17-19) принимает вид:

$$P_{пер} = \int\limits_{(D)}\int f_1(I_м)\, f_2(a)\, dI_м\, da = \int\limits_0^\infty f_1(I_м)\, dI_м \int\limits_0^\infty f_2(a)\, da =$$
$$= \int\limits_0^1 dP_I \int\limits_0^1 dP_a = \int\limits_0^1 P_I\, dP_a = \int\limits_0^1 P_a\, dP_I, \qquad (17\text{-}20)$$

т. е. вероятность перекрытия равна в соответствующем масштабе заштрихованной площади на рис. 17-9, *б*, ограниченной кривой вероятности опасных параметров.

Удар молнии в трос в середине пролета. При ударе молнии в трос в середине пролета напряжение на изоляции (воздушном промежутке длиной S между тросом и проводом) определяется по схеме замещения, приведенной на рис. 17-10, *а*, в которой принимается, что волновое сопротивление канала молнии $z_к \approx z_{тр}/2$, а сопротивлениями заземления тросов можно пренебречь, поскольку $r_и \ll z_{тр}$.

Стилизованная кривая изменения напряжения на тросе в середине пролета изображена на рис. 17-10, *б*. До прихода волн, отраженных от сопротивлений заземления соседних опор, напряжение на тросе определяется по формуле, аналогичной (17-9):

$$u_{тр}(t) = i_м(t)\, z_{тр}/4 = a z_{тр} t/4. \qquad (17\text{-}21)$$

Через интервал времени $\tau = 2l/2v = l/v$ к месту удара одновременно подходят волны, отраженные с переменой знака от сопротивлений заземления двух ближайших опор, и нарастание напря-

жения после этого прекращается. Максимальное напряжение на тросе

$$U_{тр} = \frac{az_{тр}}{4}\frac{l}{v} \qquad (17\text{-}22)$$

зависит только от крутизны тока молнии и не зависит от его максимального значения. Это напряжение удерживается на тросе в пределах фронта волны; при $t > \tau_ф$ оно падает (до нуля, как это следует из рис. 17-10, в действительности до величины падения напряжения на сопротивлении заземления опор, которое много меньше максимального напряжения). Подобная форма импульса, так же как зависимость максимального значения импульса от крутизны, характерна для схемы, содержащей большую индуктивность; в данном случае речь идет об индуктивности участков троса на длине $l/2$, которой в пределах фронта соответствует индуктивное сопротивление, значительно большее, чем сопротивление заземления опор.

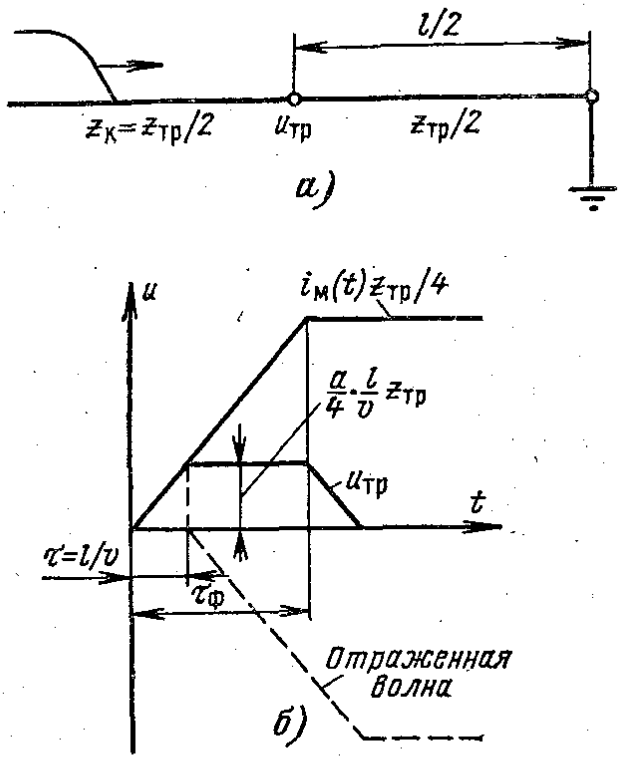


Рис. 17-10. Удар молнии в трос в середине пролета.

а — схема замещения; *б* — напряжение в месте удара.

Напряжение между пораженным тросом и проводами

$$U_{из} = (1-k)\frac{az_{тр}}{4}\frac{l}{v}. \qquad (17\text{-}23)$$

В (17-23) не учтены индуктированные напряжения и рабочее напряжение на проводе, так как они много меньше, чем напряжение прямого удара.

Условие пробоя воздушной изоляции в пролете может быть записано в виде

$$E_{р.ср}S \leqslant U_{из}. \qquad (17\text{-}24)$$

Приняв $z_{тр} \approx 400$ Ом, $k \approx 0{,}25$, средний разрядный градиент $E_{р.ср} = 750$ кВ/м, можно оценить крутизну тока молнии, при которой происходит пробой воздушной изоляции:

$$a = \frac{E_{р.ср}S}{(1-k)\frac{z_{тр}}{4}\frac{l}{v}} = \frac{750 \cdot 300}{0{,}75 \cdot 100}\frac{S}{l} = 3000\frac{S}{l}. \qquad (17\text{-}25)$$

Расстояние между тросом и проводом в середине пролета обычно примерно равно 0,02 длины пролета (исходя из условий пляски проводов, прочности изоляции). Тогда $a = 60$ кА/мкс, а соответствующая вероятность P_a по (12-3) меньше 0,02. Вероятность про-

боя изоляции еще ниже. Действительно, для того чтобы напряжение в середине пролета достигло максимума, длительность фронта тока молнии должна быть больше, чем двукратное время пробега до ближайших опор ($\tau_ф \geqslant l/v$); следовательно, наряду с условием (17-25) должно выполняться условие $I_м \geqslant al/v$, т. е. нужно учитывать также, что $P_l < 1$. Поэтому случаи перекрытия изоляции в пролете являются крайне редкими. Отключения же линий за счет таких перекрытий происходят еще более редко вследствие малой вероятности перехода импульсного перекрытия в силовую дугу. Например, для линии 220 кВ при $S = 6$ м градиент рабочего напряжения вдоль пути перекрытия $E_{ср} = \frac{220}{\sqrt{3} \cdot 6} = 21$ кВ/м, так что на основании (17-3) коэффициент $\eta = 0{,}27$. При средней высоте линии 25 м и длине пролета 300 м удельное число отключений такой линии за счет перекрытий в пролете составит всего $n_{откл} = 0{,}01$, т. е. 1 раз в 100 лет.

При ударе молнии в трос возможны также перекрытия изоляции на опорах, где прочность изоляции значительно ниже, чем в середине пролета. Вероятность таких перекрытий много меньше, чем при непосредственном поражении опоры, так как в этом случае через опору протекает менее половины тока молнии; напряжение, индуктированное каналом молнии, практически равно нулю вследствие того, что канал молнии находится на значительном расстоянии от опоры, а напряжением, индуктированным током в опоре, можно пренебречь по сравнению с падением напряжения на сопротивлении заземления опоры. Условие перекрытия имеет следующий вид:

$$I_м \geqslant I_з = (U_{50\%} - U_{раб})/r_и. \qquad (17\text{-}26)$$

По значению тока определяется вероятность перекрытия.

Удельное число отключений линий с тросами. На основании изложенного выше удельное число отключений линий с тросами вычисляется по формуле

$$n_{откл} = 1{,}2 h_{ср} \left\{ P_\alpha \eta_1 P_1 + (1 - P_\alpha) \times \right.$$
$$\left. \times \left[\frac{4h_{оп}}{l} P_2 \eta_1 + \left(1 - \frac{4h_{оп}}{l}\right)(P_3 \eta_2 + P_4 \eta_1) \right] \right\}, \qquad (17\text{-}27)$$

где $h_{оп}$ — высота опоры; $h_{ср}$ — средняя высота подвеса тросов; l — длина пролета; P_α — вероятность поражения провода; P_2 — вероятность перекрытия изоляции опоры при ударе в опору; P_3 — вероятность пробоя изоляции трос—провод при ударе в трос в середине пролета; P_4 — вероятность перекрытия изоляции опор при ударе в трос в середине пролета; η_1 — вероятность образования устойчивой силовой дуги при перекрытии изоляции опоры; η_2 — то же при пробое воздушной изоляции в пролете.

Так как расчет удельного числа отключений линий с тросами значительно более сложен, чем для линий без тросов, на рис. 17-11 — 17-14 приведены кривые зависимости удельного числа отключений

некоторых типовых линий от импульсного сопротивления заземления опор. Из этих графиков следует, что двухцепные линии, имеющие опоры большой высоты, отключаются значительно чаще,

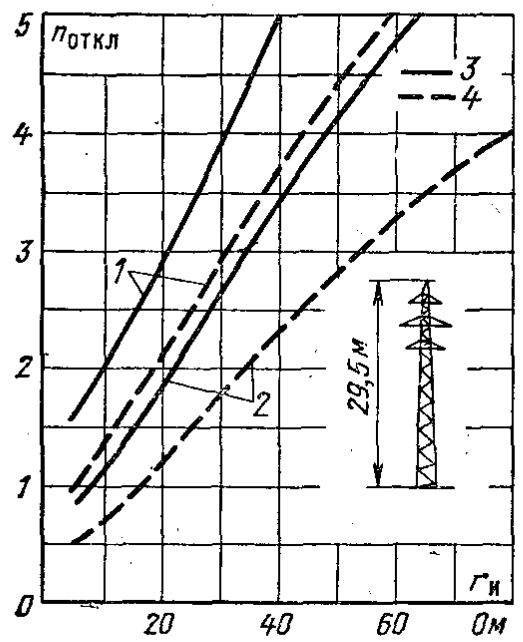


Рис. 17-11. Удельное число отключений линий 110—150 кВ.

1 — линии 110 кВ; *2* — линии 150 кВ; *3* — один трос; *4* — два троса.

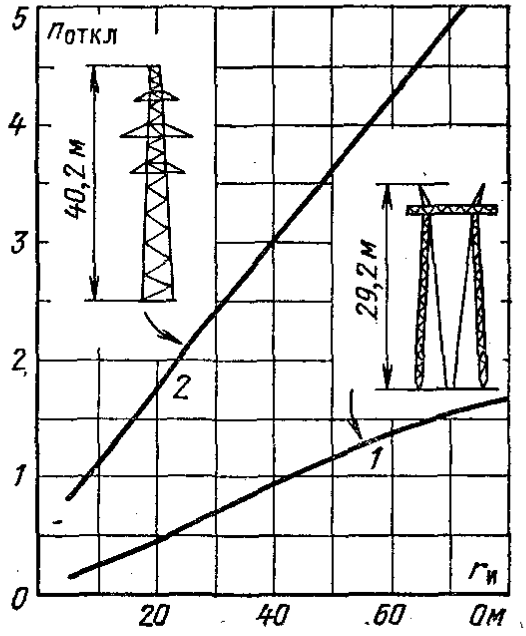


Рис. 17-12. Удельное число отключений линий 220 кВ.

1 — одноцепные опоры с оттяжками; *2* — двухцепные опоры с одним тросом

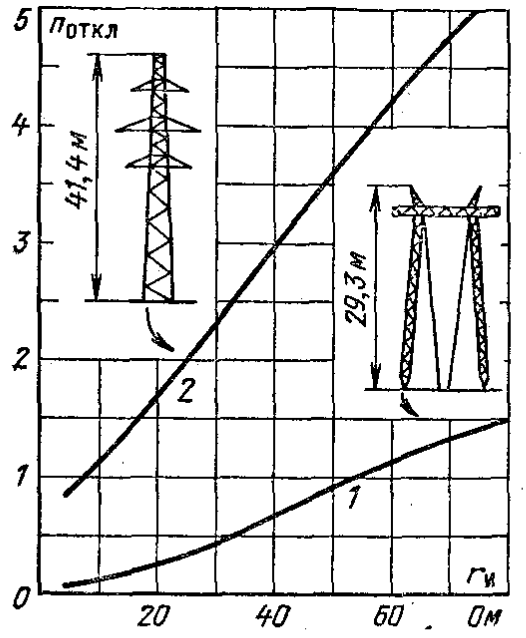


Рис. 17-13. Удельное число отключений линии 330 кВ.

1 — одноцепные опоры с оттяжками; *2* — двухцепные опоры с одним тросом.

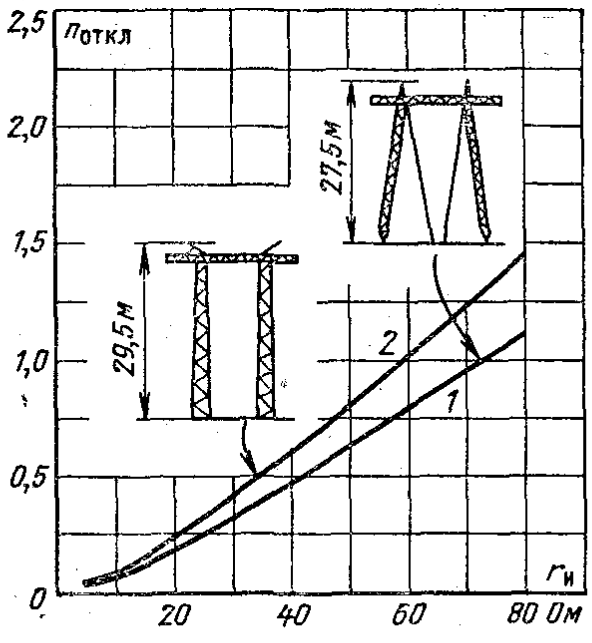


Рис. 17-14. Удельное число отключений линий 500 кВ.

1 — одноцепные опоры с оттяжками; *2* — одноцепные портальные опоры.

чем одноцепные линии с горизонтальным расположением проводов. Применение двух тросов на двухцепных опорах позволяет уменьшить число грозовых отключений линии, однако оно остается

значительно более высоким, чем для одноцепных линий. При сопротивлении заземления опор 10 Ом применение тросов позволяет уменьшить число отключений линий в 10 раз и более. Однако получение импульсного сопротивления 10 Ом в грунтах с высоким удельным сопротивлением не всегда может быть осуществлено на практике. Для грунтов с различными удельными сопротивлениями нормируются следующие значения сопротивления заземления при промышленной частоте:

ρ, Ом · м	100	100—500	500—1000	Больше 1000
r, Ом	До 10	До 15	До 20	До 30

В импульсном режиме сопротивления сосредоточенных заземлителей получаются несколько меньше из-за искрового эффекта (гл. 15). В горных районах (скальные грунты) сопротивления заземления могут получаться более высокими, чем приведенные выше, но благодаря уменьшению токов молнии по сравнению с равнинными местностями число отключений может оставаться приемлемым.

17-5. РЕКОМЕНДУЕМЫЕ СПОСОБЫ ГРОЗОЗАЩИТЫ ЛИНИЙ

Линии напряжением 220 кВ и выше в подавляющем большинстве случаев сооружаются на металлических или железобетонных опорах и защищаются тросами по всей длине. Тросы подвешиваются на линейных изоляторах, что позволяет уменьшить токи однофазного к. з., а также использовать тросы дополнительно к их основному назначению для релейной защиты и связи, электроснабжения ремонтных бригад и монтерских пунктов, плавки гололеда. Изоляторы шунтируются искровыми промежутками, которые пробиваются уже во время лидерной стадии грозового разряда или непосредственно после удара молнии; таким образом, тросы переводятся в режим заземления.

Из предыдущего параграфа следует, что одноцепные линии имеют удельное число отключений около 0,1—0,2 при сопротивлении заземления 10 Ом, что обеспечивает достаточно надежную работу этих линий. Двухцепные линии при том же сопротивлении заземления имеют число отключений около 1,0 и могут надежно работать только при наличии автоматического повторного включения.

Линии 110 и 150 кВ на металлических и железобетонных опорах также рекомендуется защищать тросом по всей длине. Однако в ряде электрических систем имеются одноцепные линии, не защищенные тросами. Такие линии, естественно, отключаются во время гроз более часто, и их нормальная эксплуатация возможна только при наличии АПВ. Следует, однако, иметь в виду, что при большой длине бестросовой линии АПВ будет часто срабатывать; это приведет к необходимости часто производить ревизии выключателей, что для эксплуатации крайне нежелательно.

Линии 110 кВ на деревянных опорах никакой дополнительной грозозащиты не требуют, за исключением подвески тросов на подходах к подстанциям и установки трубчатых разрядников в начале подхода (гл. 18). Если на линии с деревянными опорами некоторые опоры выполнены металлическими или железобетонными (например, угловые или анкерные опоры, опоры, ограничивающие переход через реки и т. д.), то на этих опорах также должны устанавливаться трубчатые разрядники. Необходимость этого мероприятия вызвана тем, что изоляция этих опор имеет электрическую прочность, гораздо более низкую, чем изоляция деревянных опор, поэтому она будет перекрываться и приводить к отключению линии даже в тех случаях, когда изоляция деревянных опор останется неперекрытой. Трубчатые разрядники, самостоятельно гася дугу, предупреждают отключение линии.

Линии 35 кВ на металлических опорах обычно не защищаются тросами, поскольку эти линии работают в системе с изолированной нейтралью; такие линии, как было показано выше, имеют относительно небольшое число грозовых отключений, возникающих в результате двухфазных и трехфазных перекрытий.

Линии 35 кВ на деревянных опорах не требуют дополнительных мер грозозащиты. Благодаря меньшим значениям градиента рабочего напряжения вдоль пути перекрытия эти линии имеют даже несколько более высокие показатели, чем линии 110 кВ на деревянных опорах.

Линии 3—10 кВ не требуют особых мероприятий по грозозащите, за исключением установки трубчатых разрядников в местах с ослабленной изоляцией и на подходах к подстанциям. Эти линии выполняются на железобетонных и деревянных опорах. Последние обладают более высокой грозоупорностью за счет использования изоляции дерева. Хотя импульсная электрическая прочность изоляции таких линий сравнительно невысока, однако вероятность перехода импульсных перекрытий в силовую дугу не превышает 0,1. Для защиты опор линий 3—10 кВ, в частности деревянных, от повреждений (расщеплений) при грозовых перекрытиях изоляции применяются защитные металлические спуски, бандажи и скобы.

17-6. ЗАЩИТА ПРОЛЕТОВ ПЕРЕСЕЧЕНИЯ ЛИНИЙ

Пролеты пересечений линий высокого напряжения между собой и с линиями слабого тока должны иметь особенно надежную защиту, так как пробой между линиями различного номинального напряжения приводит к тяжелой аварии. Если одна из пересекающихся линий имеет номинальное напряжение 110 кВ и выше, то расчетным случаем является удар молнии в пролет пересечения. Наиболее тяжелые условия складываются в том случае, когда обе линии или нижняя линия не имеют тросов.

При ударе в провод напряжение на нем возрастает до тех пор, пока не произойдет перекрытие изоляции на ближайшей опоре

и волна, отраженная с обратным знаком от сопротивления заземления этой опоры, не возвратится к месту удара. Величина напряжения в месте пересечения определяется разрядным напряжением изоляции опоры и падением напряжения в пораженном проводе. Особенно велико это напряжение, если линия выполнена на деревянных опорах, имеющих высокую электрическую прочность. Для снижения напряжения при ударе в пролет пересечения на деревянных опорах, ограничивающих пролет пересечения, устанавливаются трубчатые разрядники или искровые промежутки (для напряжений ниже 35 кВ) с импульсным сопротивлением заземления 10—20 Ом, которые снижают разрядное напряжение на опорах и ограничивают максимальные значения набегающих волн. Металлические опоры, ограничивающие пролет пересечения, также должны иметь импульсное сопротивление заземления 10—20 Ом независимо от наличия тросов. Необходимые расстояния по вертикали между проводами пересекающихся линий зависят от номинального напряжения, сопротивления заземления, длины пролета и расстояния между местом пересечения и ближайшей опорой. Представление о характере этих зависимостей и допустимых расстояниях дает рис. 17-15.

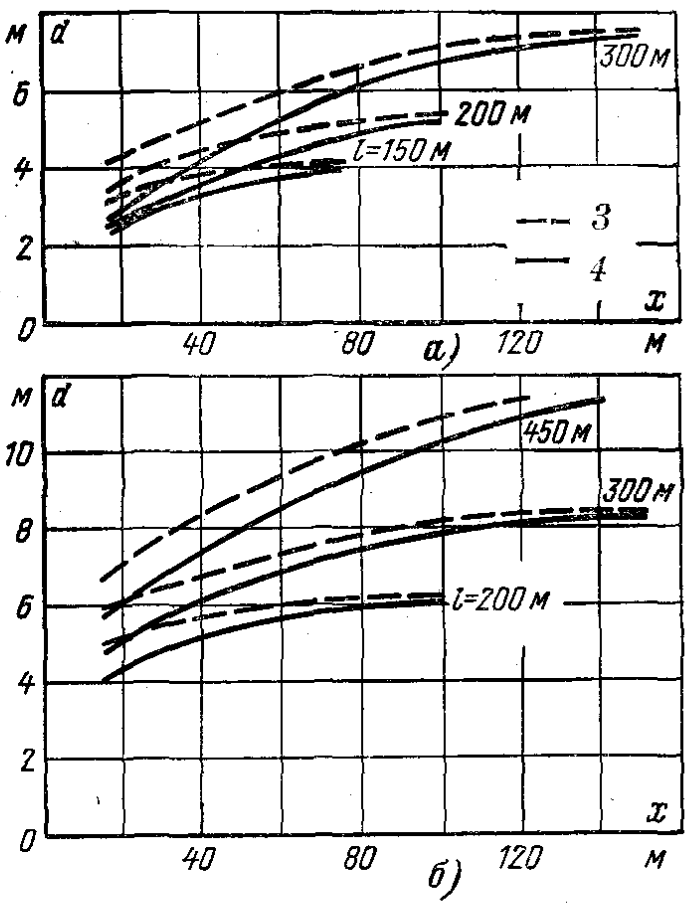


Рис. 17-15. Допустимые расстояния (d) между проводами или проводом и тросом пересекающихся линий.

а—пересечение линий 110 кВ между собой или с линиями низшего напряжения; *б* — пересечение линий 150—220 кВ между собой или с линиями низшего напряжения; —— —$r_и$ = 20 Ом; — — —$r_и$ = 10 Ом (l — длина пролета; x — расстояние от места пересечения до ближайшей опоры).

ГЛАВА ВОСЕМНАДЦАТАЯ

ГРОЗОЗАЩИТА ПОДСТАНЦИЙ И СТАНЦИЙ

18-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

К защите подстанционного оборудования от перенапряжений предъявляются значительно более высокие требования, чем к защите линий. Перекрытие изоляции на подстанции в большинстве

случаев означает дуговое к. з. в непосредственной близости от сборных шин, которое даже при современных средствах релейной защиты может привести к системным авариям.

В результате перекрытия внешней изоляции возникает так называемый срез, т. е. практически мгновенный спад напряжения до нуля, являющийся причиной больших градиентных перенапряжений в обмотках трансформаторов, вызывающих в неблагоприятных случаях повреждение продольной изоляции. Пробой внутренней изоляции в отличие от перекрытия внешней — это в большинстве случаев необратимый процесс, приводящий к выходу из строя аппарата в целом.

Подстанции защищаются как от прямых ударов молний, так и от волн напряжения, набегающих с линии.

Повреждения или перекрытия изоляции на подстанции принципиально могут быть обусловлены тремя причинами:

прорывом молнии мимо молниеотводов;

возникновением высокого потенциала на заземлении пораженного молниеотвода, приводящего к обратному перекрытию с заземлителя на токоведущие части установки;

возникновением высоких потенциалов под влиянием волн, приходящих с линии.

Если обозначить число опасных случаев в год, обусловленных перечисленными выше причинами, соответственно β, β_1, β_2, то расчетное число лет безаварийной работы подстанции

$$M = 1/(\beta + \beta_1 + \beta_2); \qquad (18\text{-}1)$$

здесь M носит название *показателя грозоупорности подстанции*. Для того чтобы обеспечить как можно меньшую вероятность повреждения изоляции подстанции, число M должно более чем на порядок превосходить нормальный срок службы оборудования, т. е. должно измеряться сотнями лет.

Экономическое обоснование допустимого значения M должно базироваться на сопоставлении расчетных затрат на средства защиты от перенапряжений и ущерба от аварии. Очевидно, допустимое значение M должно быть дифференцировано в зависимости от категории потребителя, наличия резерва, стоимости ремонта и т. д. Однако задача обоснования допустимого значения показателя M пока еще не решена. Поэтому показатель M в настоящее время используется как критерий для ориентировочной оценки и сопоставления различных схем грозозащиты.

Защита от прямых ударов и заземление молниеотводов. Оборудование подстанции защищается от прямых ударов молнии стержневыми молниеотводами в соответствии с рекомендациями гл. 14. Общее число ударов в молниеотводы в течение года подсчитывается в предположении, что зона 100%-ного попадания в молниеотводы с внешней стороны подстанции приблизительно равна $3h$ (гл. 17), т. е. молниеотводы подстанции с размерами (ab) м^2 собирают удары с площади, км^2,

$$S = (a + 6h)(b + 6h) \cdot 10^{-6}.$$

С учетом того, что поражаемость 1 км² расчетной площади равна 0,067 1/км² за один грозовой час, получаем число ударов в молниеотводы подстанции при средней грозовой деятельности 30 грозовых часов

$$N = S \cdot 0{,}067 \cdot 30 = 2\,(a + 6h)\,(b + 6h) \cdot 10^{-6}\ 1/\text{год}. \qquad (18\text{-}2)$$

При высоте молниеотводов 20—30 м число ударов составляет приблизительно $N = 0{,}05 \div 0{,}3$ в год. Поскольку при определении защитных зон на моделях допускается вероятность поражения защищаемого объекта 0,001, абсолютное число поражений оборудования (прорывов мимо молниеотводов) β оценивается как 0,001 N, т. е. $\beta = (0{,}5 \div 3{,}0) \cdot 10^{-4}$. Столь малой возможностью поражения подстанционного оборудования можно пренебречь и считать, что защита непосредственно от прямых ударов осуществляется с весьма высокой надежностью.

В целях экономии металла и упрощения устройства открытых распределительных устройств (ОРУ) целесообразно устанавливать молниеотводы на крышах зданий, прожекторных мачтах и конструкциях (порталах). При этом молниеотводы вместе с соответствующими конструкциями оказываются присоединенными к заземлителю подстанции. При ударе молнии в вершину молниеотвода ток молнии, стекающий в землю, создает на сопротивлении заземлителя потенциал $i_м z_и$. Этот потенциал (или его значительная часть) оказывается приложенным к корпусам аппаратов, расположенных поблизости от пораженного молниеотвода, что может вызвать обратное перекрытие или пробой изоляции между корпусом и токоведущими частями.

Возможны также перекрытия гирлянд на порталах, где установлены молниеотводы. Напряжение в верхней части портала складывается из падения напряжения на заземлителе и индуктивного падения напряжения на портале. Но так как разрядное напряжение гирлянды выше разрядного напряжения аппаратной и подстанционной изоляции, то показатели грозоупорности определяются условиями воздействия на изоляцию аппаратов.

Из гл. 15 следует, что сопротивление заземлителя подстанции в импульсном режиме большей частью возрастает по сравнению с сопротивлением при промышленной частоте. Во-первых, все естественные заземлители обладают большой протяженностью, т. е. значительной индуктивностью, и могут быть удалены от места ввода тока (присоединения молниеотвода к заземляющему устройству); поэтому при расчете импульсного сопротивления заземления естественные заземлители не должны учитываться. Во-вторых, сам заземлитель подстанции, обладая значительными размерами, представляет собой протяженный заземлитель. Индуктивность 1 м контура L', содержащего ряд параллельных полос, зависит от места установки молниеотвода, конфигурации и размеров подстанции, числа полос; для ориентировочных расчетов она может быть приближенно оценена величиной 0,3—0,6 мкГ/м. Суммарная индук-

тивность $L_к = L'l$ при больших размерах подстанции измеряется десятками микрогенри, а постоянная времени $T_1 = L_к/\pi^2 r$ — несколькими микросекундами. Поэтому импульсное сопротивление z заземлителя (без учета искровых процессов) в несколько раз превосходит его сопротивление r для тока промышленной частоты, а максимальный потенциал на заземлителе зависит от максимального значения и длительности фронта (или крутизны) тока молнии.

На рис. 18-1 дана зависимость импульсного сопротивления протяженного заземлителя от отношения длительности фронта тока молнии к постоянной времени T_1, рассчитанная по (15-18), (15-19). Воспользуемся кривой для оценки импульсного сопротивления искусственного заземлителя подстанции 110 кВ с $ab = (30 \times 60)$ м^2 и сопротивлением при токе промышленной частоты $r = 3$ Ом. При поражении молниеотвода, присоединенного к короткой стороне заземляющего контура, индуктивность заземлителя $L_к = L'l \approx 0{,}5 \cdot 60 = 30$ мкГ, а постоянная времени $T_1 = \frac{L_к}{\pi^2 r} = \frac{30}{\pi^2 \cdot 3} = 1$ мкс.

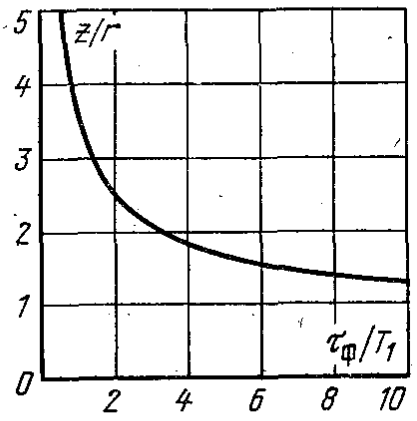


Рис. 18-1. Зависимость импульсного сопротивления протяженного заземлителя от $\tau_ф/T_1$.

Из рис. 18-1 следует, что при длительности фронта тока молнии $\tau_ф = 2$ мкс импульсное сопротивление возрастает в 2,5 раза, т. е. равно 7,5 Ом. Если бы r было в 2 раза меньше (1,5 Ом), то из-за увеличения постоянной времени до 2 мкс коэффициент импульса (при $\tau_ф = 2$ мкс) возрос бы до 3,5, а z — до 5,3 Ом. С учетом такого значительного увеличения сопротивления в импульсном режиме рекомендуется в месте установки молниеотводов присоединять к заземляющему контуру сосредоточенные заземлители.

Поскольку потенциал на заземляющем контуре подстанции зависит от крутизны тока молнии, для определения вероятности перекрытия или пробоя изоляции следует построить кривую опасных параметров $a = f(I_м)$ подобно тому, как это было сделано в гл. 17 для линейной изоляции (рис. 17-9), а затем найти вероятность повреждения изоляции $P_п$ при всех возможных сочетаниях опасных параметров (тока и крутизны).

Для рассмотренной подстанции эта вероятность получилась равной $18 \cdot 10^{-3}$ (при отсутствии отдельных заземлителей под молниеотводами), т. е. на порядок выше, чем вероятность прорыва молнии мимо молниеотводов. Учитывая размеры подстанции, при которых $N \approx 0{,}1$ 1/год, получаем $\beta_1 \approx 0{,}002$, т. е. возможность перекрытия 1 раз в 500 лет, что соответствует достаточно высокой надежности. Еще более благоприятные цифры получаются при учете реального размещения молниеотводов по периметру и в средней части подстанции.

Однако при больших удельных сопротивлениях грунта получение высоких показателей надежности сопряжено со значительными трудностями, в особенности для подстанций напряжением 35 кВ, занимающих малую территорию. В последнем случае индуктивность играет второстепенную роль, но необходим учет искрового эффекта.

Кривые на рис. 18-2 построены с учетом данных гл. 15, например рис. 15-4. Они позволяют оценить число лет безаварийной работы $1/\beta_1$ для подстанций 35 и 110 кВ. Кривые подчеркивают трудность получения удовлетворительного показателя грозоупорности для малых подстанций при $\rho = 300$—500 Ом · м.

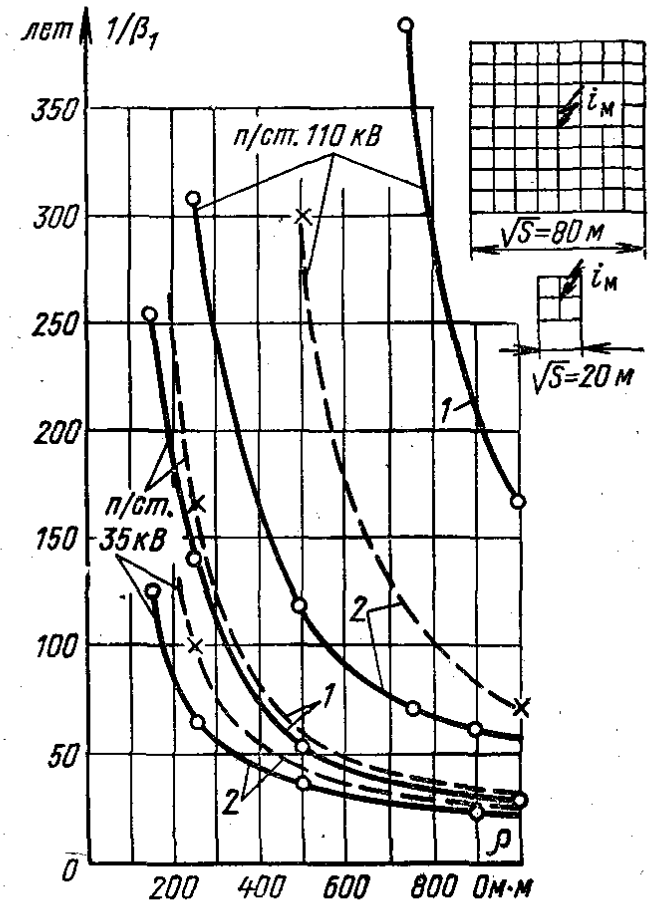


Рис. 18-2. Число лет безаварийной работы $1/\beta_1$ в зависимости от удельного сопротивления грунта ρ, площади подстанции S и конструкции заземляющего контура (сетка с ячейками 10 × 10 м², учтены только обратные перекрытия с заземлителя подстанции 110 и 35 кВ).

Пунктир — сетка с вертикальными электродами $l_в = 8$ м; *1* — $\sqrt{S} = 80$ м; *2* — $\sqrt{S} = 20$ м.

Для уменьшения вероятности повреждения изоляции трансформаторов в ряде случаев ограничивается возможность установки молниеотводов на трансформаторных порталах. Корпус трансформатора должен заземляться на расстоянии не менее 15 м (вдоль заземлителя) от заземления молниеотвода. При необходимости установки молниеотводов на трансформаторных порталах следует защищать обмотки низших напряжений вентильными разрядниками, включенными непосредственно у выводов обмоток 6—15 кВ, или на расстоянии не более 5—10 м от выводов обмоток 20—35 кВ. Однако эта мера недопустима, если трансформаторные обмотки присоединены открытыми шинопроводами к обмоткам вращающихся машин, так как возникает опасность заноса высокого потенциала при срабатывании РВ. В случае применения закрытых или кабельных шинопроводов с заземленной оболочкой (клетка Фарадея) необходимость в установке разрядников отпадает.

Для подстанций 35 кВ приемлемый показатель грозоупорности не может быть обеспечен при высоком удельном сопротивлении грунта. В этом случае подстанция должна быть защищена от прямых ударов отдельно стоящими молниеотводами, которые присоединя-

ются к обособленным заземлителям, электрически не связанным с заземлителем подстанции. Потенциал на таком обособленном заземлителе молниеотвода может быть выше, чем на заземлителе подстанции, так как он не ограничивается импульсной прочностью изоляции оборудования. Но в то же время потенциал не должен превышать пробивного напряжения в земле между заземлителем молниеотвода и заземлителем ОРУ подстанции, а также пробивного напряжения воздуха между молниеотводом и ближайшим оборудованием ОРУ (рис. 18-3).

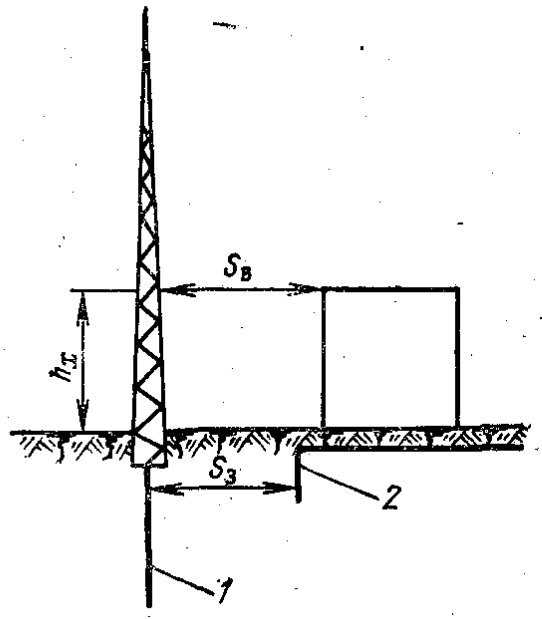


Рис. 18-3. Пути обратного перекрытия с отдельно стоящих молниеотводов на заземлитель или оборудование подстанции.

1 — заземлитель молниеотвода;
2 — заземлитель подстанции.

Для заземления отдельно стоящего молниеотвода следует использовать сосредоточенный заземлитель, наиболее эффективно отводящий ток молнии и занимающий наименьшую площадь, что позволяет лучше использовать зону молниеотвода. Максимальный потенциал на таком заземлителе определяется только максимальным значением тока молнии, а потенциал в точке молниеотвода на расстоянии h_x от земли — и максимальным значением, и крутизной. Условия пробоя в земле и в воздухе между заземлителем или самим молниеотводом и защищаемым объектом выглядят следующим образом:

$$I_м r_и \geqslant E_з S_з; \qquad (18\text{-}3)$$

$$I_м r_и + aL'h_x \geqslant E_в S_в, \qquad (18\text{-}4)$$

где $L' \approx 1{,}7$ мкГ/м — удельная индуктивность отдельно стоящего молниеотвода; $E_з = 300$ кВ/м и $E_в = 500$ кВ/м — средние разрядные напряженности в земле и воздухе.

По (18-3) и (18-4) определяется опасный ток или строится кривая опасных параметров и находятся вероятность пробоя и число повреждений в год.

При отдельно стоящих молниеотводах не рекомендуется присоединять тросы к порталам подстанции, а защита последнего пролета производится стержневыми молниеотводами.

Принципы защиты подстанции от набегающих волн. Волны, набегающие с линии на подстанцию, возникают при прямых ударах в провода линии без тросов, при обратных перекрытиях с троса или опоры или прорывах молнии мимо троса линии с тросами. Максимальные значения волн, набегающих на подстанцию, не могут превышать разрядного напряжения изоляции линии относительно земли. Действительно, если на линии возникнет волна с более высоким максимальным значением, то она при своем распространении

по линии будет вызывать перекрытие изоляции опор до тех пор, пока заземления опор, на которых произошло перекрытие, не снизят максимальное значение волны до разрядного напряжения линейной изоляции.

Уровень подстанционной изоляции ниже уровня изоляции линии, что обусловлено экономическими соображениями. Поэтому набегающие волны представляют опасность для изоляции подстанционного оборудования и их максимальное значение должно быть ограничено.

Основным аппаратом защиты от набегающих волн является вентильный разрядник (РВ), у которого разрядное напряжение искрового промежутка и остающееся напряжение при токах координации не менее чем на 10% ниже гарантированной прочности защищаемой изоляции при полном импульсе. Искровые промежутки РВ обладают пологой и стабильной вольт-секундной характеристикой; вследствие наличия нелинейного *резистора* срабатывание РВ не приводит к глубокому срезу, т. е. не вызывает больших градиентных перенапряжений на продольной изоляции трансформаторов.

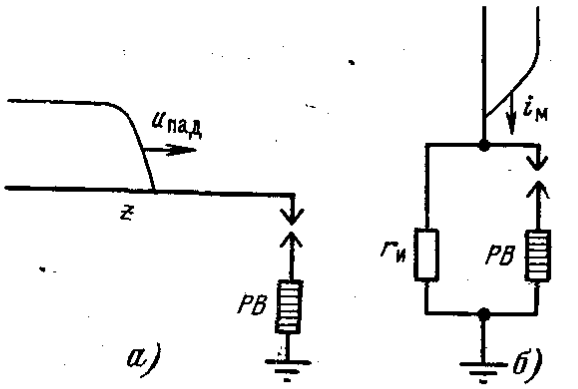


Рис. 18-4. Упрощенные схемы для оценки тока через разрядник.

а — волна приходит «издалека»; *б* — удар молнии в непосредственной близости от разрядника.

Для того чтобы защита с помощью вентильных разрядников была эффективной, необходимо выполнить два условия:

ограничить ток через разрядник величиной тока координации (от 5 до 14 кА в зависимости от номинального напряжения и типа разрядника);

ограничить крутизну волны, набегающей на разрядник.

Если ток, проходящий через разрядник, превысит ток координации, то остающееся напряжение разрядника окажется выше нормированного и интервал между остающимся напряжением разрядника и электрической прочностью изоляции уменьшится.

Ток через разрядник можно приближенно оценить на основании схем, приведенных на рис. 18-4. Если волна приходит «издалека» (рис. 18-4, *а*), т. е. многократные отражения волн на участке между местом удара и шинами подстанции можно не учитывать вследствие большого времени пробега волны по этому участку, то ток через разрядник определится как

$$i_р = (2u_{пад} - u_р)/z \qquad (18\text{-}5)$$

или с некоторым запасом $i_р = 2u_{пад}/z$. В частности, для линий 110 кВ на металлических опорах $U_{пад} = U_{50\%} \approx 700$ кВ максимальное значение $I_р = \frac{2 \cdot 700}{400} = 3{,}5$ кА, что вполне допустимо.

При ударе молнии в непосредственной близости от разрядника, например у ближайшей опоры с последующим перекрытием на сопротивлении заземления пораженной опоры $r_и$, на разряднике весьма быстро устанавливается большее напряжение $u_р$ (рис. 18-4, *б*). Ток через разрядник при этом равен:

$$i_р = i_м - u_р/r_и. \qquad (18\text{-}5а)$$

Если принять (с преувеличением), что при больших токах остающееся напряжение разрядника РВС-110 равно $U_{ост} = 400$ кВ, $r_и = 10$ Ом, максимальное значение тока молнии $I_м = 100$ кА, то через разрядник пройдет недопустимо большой ток, максимальное значение которого равно $I_р = 100 - \frac{400}{10} = 60$ кА. При одном и том же токе молнии доля тока, ответвляющегося в разрядник, растет с уменьшением номинального напряжения, так как сопротивление разрядника при этом падает. Таким образом, близкие удары особенно опасны при относительно невысоких номинальных напряжениях.

При некотором удалении места удара от шин подстанции в пределах 1—2 км максимум тока через разрядник достигается после многократных отражений от сопротивления в точке удара и сопротивления разрядника, т. е. в течение времени, соизмеримого с длительностью волны; вследствие этого к моменту максимума тока мгновенное значение тока молнии падает по сравнению с его максимальным значением. Ток через разрядник при прочих равных условиях уменьшается с увеличением расстояния между местом удара и шинами подстанции.

Следовательно, для того чтобы ограничить ток через вентильный разрядник и тем самым обеспечить его успешную работу, необходимо исключить прямые удары в провода линии вблизи подстанции или во всяком случае резко уменьшить вероятность таких ударов. С этой целью участки линий длиной 1—3 км, примыкающие к подстанциям (подходы), должны защищаться от прямых ударов тросовыми молниеотводами. Если линия защищена тросами по всей длине, то на прилегающих к подстанции участках (подходах) особенно тщательно выполняются требования грозозащиты (низкие сопротивления заземления опор, малые углы защиты тросов). Такие подходы называются *защищенными*.

Наличие защищенного подхода способствует также выполнению второго требования, обеспечивающего надежную защиту, т. е. позволяет ограничить вероятность набегания на подстанцию волн с большими крутизнами. Это важно по следующим соображениям. Разрядники не могут быть установлены у всех аппаратов подстанции; обычно они присоединяются к каждой системе шин или к трансформаторам. Поэтому часть аппаратов удалена от разрядников на расстояния, которые могут достигать нескольких десятков метров. Ошиновка подстанции (распределенная индуктивность и емкость подстанции) вместе с емкостью аппаратуры образует слож-

ный многочастотный колебательный контур. При падении на подстанцию волны с крутым фронтом в отдаленных от разрядника точках подстанции возникают высокочастотные затухающие колебания относительно остающегося напряжения разрядника, максимальное значение которых тем больше, чем больше крутизна набегающей волны и расстояние от разрядника до защищаемой аппаратуры. Для защиты всей подстанции с помощью небольшого количества разрядников необходимо ограничить крутизну набегающей волны.

При движении волны по линии ее крутизна уменьшается под действием короны (гл. 13), поэтому отдаленные удары приводят к набеганию на подстанцию волн с пологим фронтом, которые не создают опасных для изоляции напряжений в удаленных от разрядника точках подстанции. Наличие защищенного подхода резко уменьшает вероятность прихода на подстанцию волн с большой крутизной; это обстоятельство особенно важно для подстанций высокого напряжения, имеющих большие размеры.

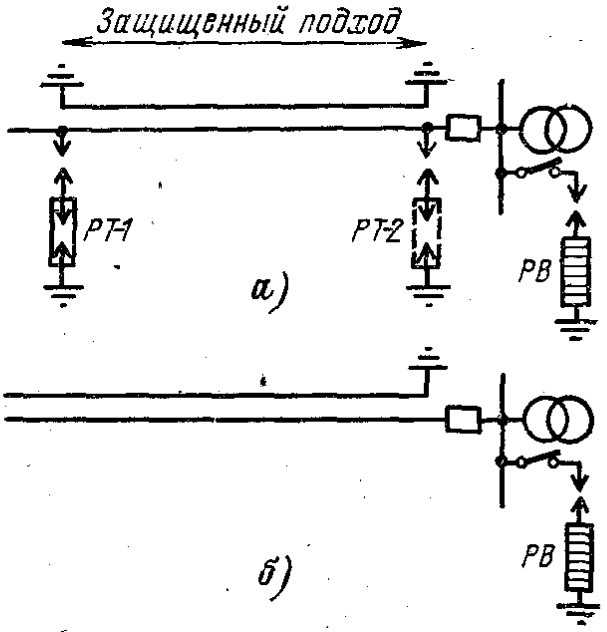


Рис. 18-5. Принципиальные схемы грозозащиты подстанций.

а — линия на деревянных опорах с защищаемым подходом; *б* — линия с тросами по всей длине.

Принципиальные схемы грозозащиты подстанций приведены на рис. 18-5. Схема на рис. 18-5, *а* относится к случаю, когда подходящая к подстанции линия выполнена на деревянных опорах без троса, который подвешивается только в пределах защищенного подхода. Так как на деревянных опорах спуски от тросов к заземлителям располагаются на стойках, прочность изоляции относительно земли опоры с тросами существенно снижается. Например, для линии 110 кВ изоляция (гирлянда и участок траверсы длиной 2 м) имеет прочность около 850—900 кВ, что приблизительно в 3 раза меньше среднего разрядного напряжения обычных деревянных опор, т. е. защищенный подход является местом с ослабленной изоляцией, поэтому в его начале на каждой фазе устанавливаются трубчатые разрядники PT_1. На вводе подстанции иногда устанавливается второй комплект трубчатых разрядников PT_2 или PB, который принципиальной роли в грозозащите подстанции не играет и служит для защиты линейного выключателя в тех случаях, когда он разомкнут, а линия находится под напряжением.

Схема грозозащиты линий на металлических опорах, защищенных тросами по всей длине (рис. 18-5, *б*), отличается от схемы на рис. 18-5, *а* только тем, что отпадает необходимость в установке разрядников PT.

Прежде чем рассматривать сложные схемы реальных подстанций, целесообразно проанализировать простые схемы замещения на рис. 18-6 и 18-8, что позволит установить ряд принципиальных закономерностей.

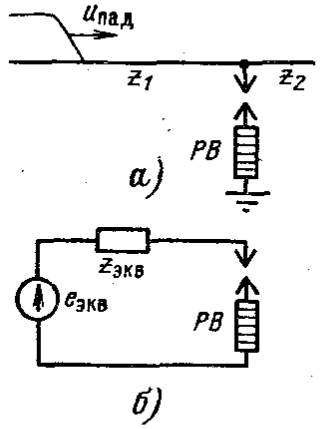


Рис. 18-6. Включение разрядника на стыке двух линий (*а*) и эквивалентная схема (*б*).

В схеме на рис. 18-6, *а* вентильный разрядник включен на стыке двух линий бесконечной длины с волновыми сопротивлениями z_1 и z_2. Сопротивление z_2 может представлять собой волновое сопротивление нескольких отходящих линий $z_2 = z_1/(n-1)$. Вольт-амперная характеристика разрядника $u_р = f(i_р)$ задана графически.

Напряжение на разряднике и ток через разрядник определяются с помощью теоремы об активном двухполюснике, т. е. схема на рис. 18-6, *а* приводится к схеме на рис. 18-6, *б*, где $e_{экв}$ и $z_{экв}$ — соответственно напряжение холостого хода (при непробитом искровом промежутке разрядника) и сопротивление относительно точек подключения разрядника при закороченном источнике:

$$e_{экв} = \frac{2z_2}{z_1+z_2}u_{пад};\quad z_{экв} = \frac{z_1 z_2}{z_1+z_2}.$$

Для схемы на рис. 18-6, *б* имеем:

$$u_р = e_{экв} - i_р z_{экв} = \frac{2z_2}{z_1+z_2}u_{пад} - i_р\frac{z_1 z_2}{z_1+z_2}. \qquad (18\text{-}6)$$

Это уравнение должно быть решено совместно со вторым уравнением $u_р = f(i_р)$, заданным графически (рис. 18-7, *а*). Разные прямые, построенные по (18-6) для амплитуды $E_{экв}$ и соответствующие различным значениям n и $z_2 = z_1/(n-1)$, отсекают на оси абсцисс одну и ту же точку $I_р = E_{экв}/z_{экв} = 2U_{пад}/z_1$ ($E_{экв}$ больше пробивного напряжения разрядника). Под $U_{пад}$ на этом рисунке подразумевается максимальное значение напряжения падающей волны. Из графика видно, что наибольший ток через разрядник и остающееся напряжение получаются в «тупиковом» режиме работы подстанции при $n = 1$.

На рис. 18-7, *б* приведено построение зависимости $u_р = f(t)$. До пробоя искрового промежутка разрядника напряжение на *РВ* равно $e_{экв}$. Момент пробоя определяется пересечением кривой $e_{экв}(t)$ и вольт-секундной характеристики искрового промежутка разрядника (точка *А*). После этого вступает в силу совместное решение уравнений (18-6) и $u_р = f(i_р)$ для различных мгновенных значений $e_{экв}$. Ординаты точек *1*, *2* и т. д., определяющие напряжение на разряднике в системе координат $u - i$, переносятся в систему координат $u - t$, в результате чего получается зависимость $u_р(t)$. Одновременно может быть найдена и волна тока через разрядник по абсциссам

точек *1*, *2* и т. д. Благодаря нелинейному характеру вольт-амперной характеристики напряжение на разряднике остается практически

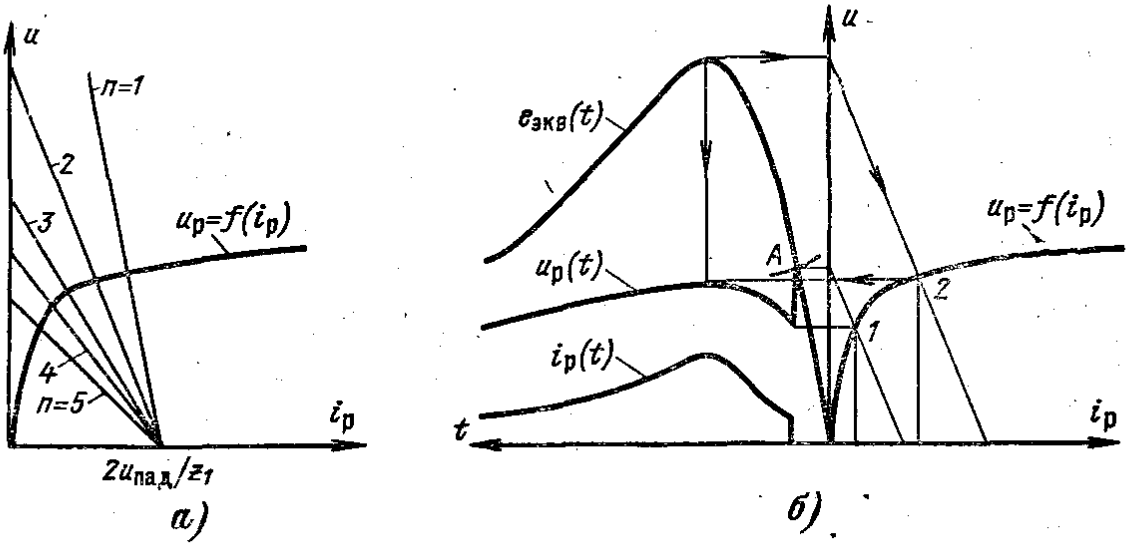


Рис. 18-7. Определение напряжения на разряднике.

а — учет числа отходящих линий; *б* — построение кривой напряжения на разряднике.

неизменным при изменении напряжения падающей волны в широких пределах, а ток в разряднике при этом сильно изменяется.

Обычно часть защищаемого оборудования оказывается расположенной до разрядника по ходу набегающей волны (например, линейный разъединитель, выключатель), а часть оборудования (трансформаторы) — за разрядником. Этим предельным случаям в первом приближении соответствуют схемы на рис. 18-8, *а*, *б*, которые позволяют выявить роль расстояния между разрядниками и защищаемым объектом и крутизны падающей волны. Соединительные провода представлены своим волновым сопротивлением, равным волновому сопротивлению линии. Оборудование подстанции (разъединители, выключатели, трансформаторы) замещается сосредоточенными емкостями. Отходящие линии отсутствуют или отключены (тупиковый режим работы подстанции).

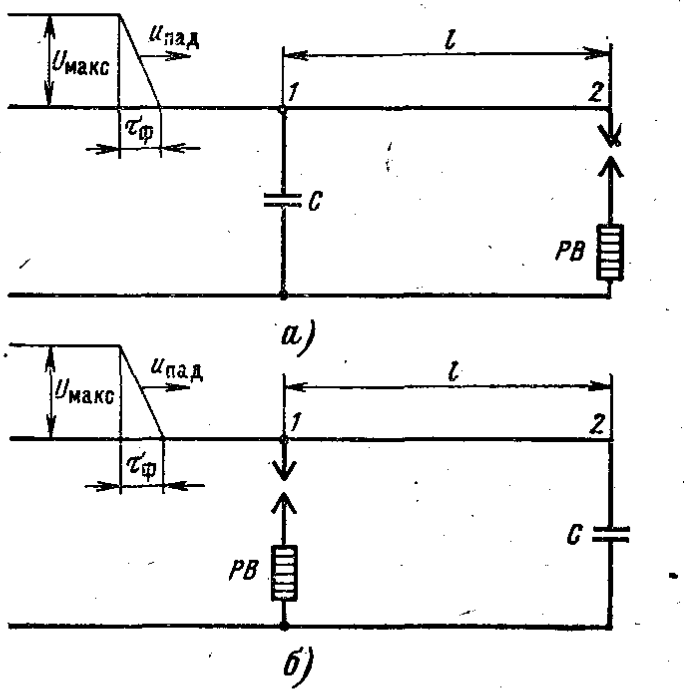


Рис. 18-8. Типичные случаи взаимного расположения разрядника и защищаемой изоляции.

На рис. 18-9 *а*, *б* изображены кривые напряжений $u_и$ и $u_р$ соответственно в точках *1* и *2* схемы рис. 18-8, *а* без учета емкости объекта ($C = 0$), а также падающей $u_{пад}$ и отраженной $u_{отр}$ волн. При $t < \tau_ф$

$u_{пад} = U' t$. Падающая волна, дойдя до точки 2, отражается с тем же знаком, пока не будет достигнуто значение импульсного пробивного напряжения искрового промежутка разрядника $U_{пр.и}$. После пробоя промежутка (момент t_1) напряжение на разряднике практически стабилизируется и в момент времени t_2 отраженная волна меняет знак на обратный.

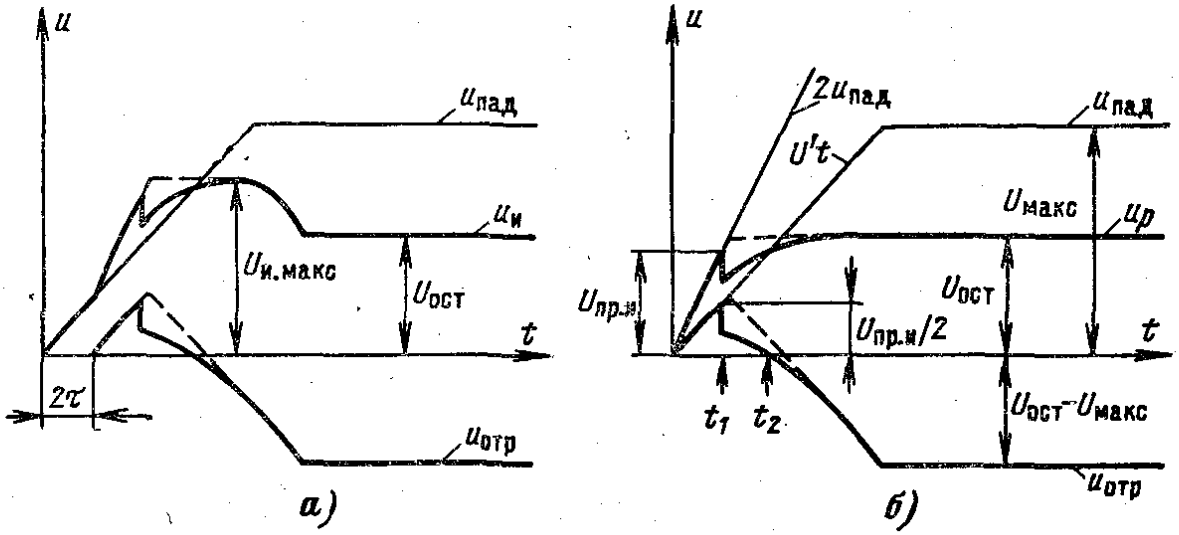


Рис. 18-9. Изменение напряжений в схеме на рис. 18-8, *а* при $C = 0$. *а* — в точке *1*; *б* — в точке *2*.

Если принять, что остающееся напряжение PB практически постоянно и что $U_{пр.и} \approx U_{ост}$, то в пределах фронта падающей волны отраженная волна после пробоя искрового промежутка равна:

$$u_{отр} = u_р - u_{пад} = U_{ост} - U' t. \qquad (18\text{-}7)$$

Отраженная волна приходит в точку *1* с запаздыванием $2\tau = 2l/v$ и накладывается на падающую волну, увеличивая напряжение на изоляции до максимального значения, равного при $2\tau < \tau_ф$

$$U_{и.макс} = u_{пад}(t) + u_{отр}(t - 2\tau) = U' t + U_{ост} - U'(t - 2\tau) = \\ = U_{ост} + 2U'\tau = U_{ост} + 2U' l/v. \qquad (18\text{-}8)$$

Разность напряжений между разрядником и защищаемым объектом представляет собой падение напряжения в индуктивности ошиновки в пределах фронта волны. За пределами фронта напряжение начинает падать, достигая значения

$$U_и = U'\tau_ф + U_{ост} - U'\tau_ф = U_{ост}.$$

Если $2\tau > \tau_ф$, то максимум отраженной волны $U_{пр.и}/2$ накладывается на максимальное значение падающей волны и максимальное напряжение на изоляции достигает предельной величины

$$U_{и.макс} = U'\tau_ф + U_{пр.и}/2.$$

Однако условие $2\tau > \tau_ф$ на практике обычно не выполняется.

Емкость C защищаемого оборудования сглаживает фронт падающей и отраженной волны и пик напряжения на защищаемом объекте,

соответствующий моменту пробоя вентильного разрядника (рис. 18-10). При этом максимальное напряжение на изоляции изменяется незначительно из-за наличия емкости, и его можно оценивать по (18-8).

На рис. 18-11 представлены кривые напряжения в схеме, приведённой на рис. 18-8, *б* для случая, когда $2U'\tau < U_{\text{пр.и}}$, что обычно

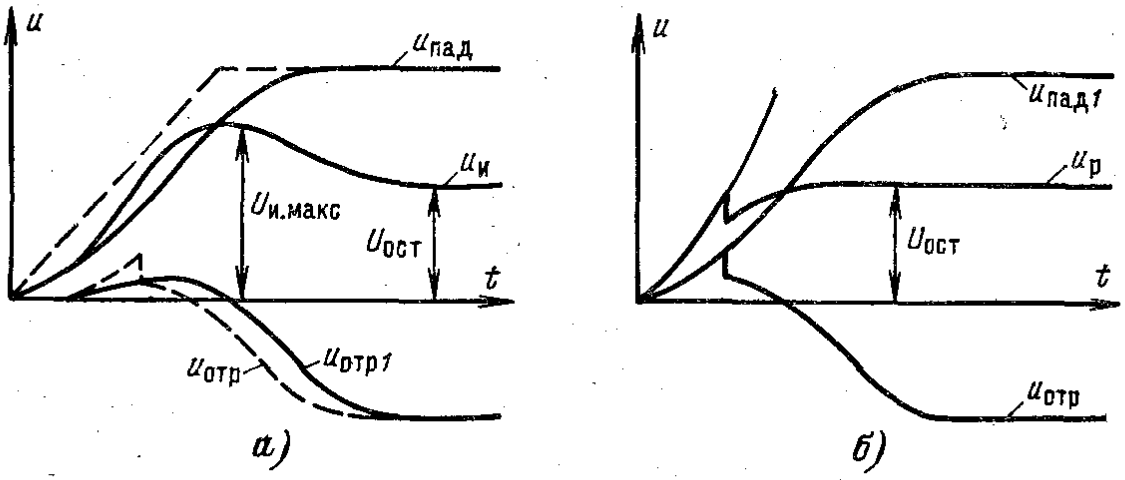


Рис. 18-10. Изменение напряжений в схеме на рис. 18-8, *а* при $C \neq 0$. *а* — в точке *1*; *б* — в точке *2*; пунктир — при $C = 0$.

наблюдается в реальных условиях. Через интервал 2τ после прихода падающей волны к разряднику к нему приходит также волна, отраженная от емкости, в первый момент с переменой знака, что несколько замедляет нарастание напряжения на разряднике и вызывает небольшое запаздывание пробоя искрового промежутка. После срабатывания разрядника возникают многократные отражения волн между разрядником и объектом, причем в точке *1* отражения волн происходят с переменой знака вследствие небольшого сопротивления разрядника, в то время как от заряженной емкости (точка *2*) волны отражаются с тем же знаком. Благодаря пологой вольт-амперной характеристике разрядника напряжение на нем почти не изменяется под влиянием отраженных волн. Поэтому для упрощенных расчетов можно заменить действительную форму напряжения на разряднике волной с косоугольным фронтом (пунктирная кривая на рис. 18-11) с крутизной, равной крутизне набегающей волны U', и с максимальным значением, равным остающемуся напряжению на разряднике при токе координации (например, 5 кА при $U_{\text{ном}} = 110$ кВ); тогда длительность фронта расчетной волны равна $\tau_{\text{ф. р}} = U_{\text{ост}}/U'$.

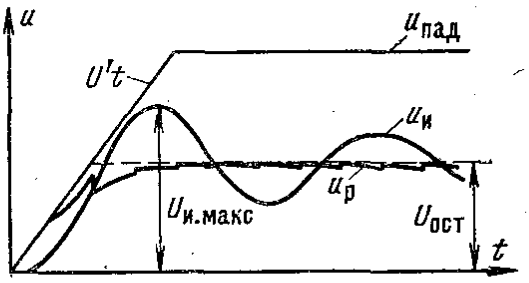


Рис. 18-11. Изменение напряжений в схеме на рис. 18-8,*б*.

Участок ошиновки длиной l представим в виде П-образной схемы с индуктивностью $L_{\text{ш}} = zl/v = z\tau$ и емкостями $\frac{C_{\text{ш}}}{2} = \frac{1}{zv}\frac{l}{2} =$

$= \frac{\tau}{2z}$. Емкостью ошиновки в начале участка можно пренебречь, так как она шунтируется малым сопротивлением разрядника; емкость в конце участка складывается с емкостью объекта.

Схема замещения на рис. 18-12, построенная с учетом принятых допущений, представляет собой колебательный контур с периодом колебаний

$$T = 2\pi \sqrt{L_ш (C + C_ш/2)} =$$
$$= 2\pi \sqrt{z\tau (C + \tau/2z)} = 2\pi \sqrt{\tau (T_C + \tau/2)}, \qquad (18\text{-}9)$$

где T_C — постоянная времени заряда емкости объекта.

Задача о падении волны с косоугольным фронтом на колебательный контур была рассмотрена в гл. 13. Из рис. 13-11 следует, что максимальное напряжение на емкости увеличивается с уменьшением отношения $\tau_{ф.р}/T$, т. е. с увеличением крутизны возрастает напряжение на изоляции, поскольку $\tau_{ф.р}$ уменьшается. Увеличение расстояния между разрядником и изоляцией и емкости защищаемого объекта приводит к увеличению периода собственных колебаний, а следовательно, и напряжения на изоляции. Однако такая зависимость от емкости справедлива лишь в известных пределах. Большие емкости (постоянная времени T_C соизмерима с длительностью фронта) приводят к сильной деформации фронта, и расчетная длительность фронта уже не может быть принята равной $U_{ост}/U'$. Поэтому допущение, что $\tau_{ф.р} = U_{ост}/U'$, дает преувеличенные напряжения на изоляции. Но обычно входная емкость трансформаторов 110—220 кВ имеет значение не выше 1500 пФ, что соответствует $T_C = 0{,}6$ мкс. Из рис. 18-11, построенного для этого случая, видно, что волна, отраженная от такой емкости, мало сказывается на форме фронта.

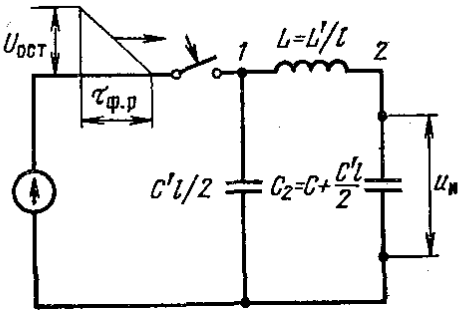


Рис. 18-12. Схема замещения для упрощенного расчета напряжений в схеме на рис. 18-8, *б*.

В результате рассмотрения двух типовых схем можно сделать следующие выводы.

Максимальное значение набегающей волны определяет остающееся напряжение на разряднике, которое при ее изменении в реальных пределах меняется незначительно ввиду пологой вольт-амперной характеристики разрядника. Поэтому напряжение на изоляции мало зависит от максимального значения набегающей волны.

Наибольшее напряжение на изоляции достигается в течение времени 1—4 мкс, поэтому можно пренебречь влиянием длительности волны, а также отражениями от места удара молнии, т. е. считать волну падающей «издалека».

В обеих схемах напряжение на изоляции возрастает с увеличением крутизны и расстояния между разрядником и изоляцией.

Схемы отличаются друг от друга формой кривых и предельными значениями напряжения на изоляции.

Если защищаемый объект находится до разрядника (по ходу набегающей волны), то напряжение на нем характеризуется кратковременным всплеском с длительностью, приблизительно равной длительности фронта падающей волны, наложенным на остающееся напряжение разрядника. Предельное значение напряжения может немного превышать максимальное значение набегающей волны, хотя такие случаи возможны крайне редко.

Если защищаемый объект расположен после разрядника, напряжение на нем имеет характер колебаний, наложенных на остающееся напряжение разрядника. Период колебаний T и время достижения максимума τ_1 зависят от расстояния между разрядником и защищаемым объектом и емкости объекта.

Если в схемах на рис. 18-8 параллельно разряднику включить сопротивление $z_2 = z_1/(n-1)$, то это позволяет приближенно учесть влияние отходящих линий. Характер процессов, описанных выше, сохраняется, но остающееся напряжение на разряднике снижается, как показано на рис. 18-7, *а*. Кроме того, в схеме рис. 18-8, *б* уменьшается и крутизна волны (в соответствии с коэффициентом преломления), следовательно, снижается также амплитуда свободных колебаний. Таким образом, увеличение числа линий является благоприятным фактором, ограничивающим напряжения на подстанции.

18-3. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ЗАЩИТЫ ПОДСТАНЦИЙ ОТ НАБЕГАЮЩИХ ВОЛН

Даже в простейших схемах точный расчет напряжения на изоляции подстанций весьма громоздок либо может проводиться ценой существенных приближений. Для расчета напряжений в схемах замещения реальных подстанций широко используются ЦВМ и модели-аналоги, получившие название «анализаторы грозозащиты подстанции» (более подробное описание см. [21]). Установки подобного рода содержат три основные части:

генератор импульсных напряжений (ГИН), который дает повторные импульсы низкого напряжения (например, 50 раз в секунду), имитирующие волны атмосферных перенапряжений, набегающие на подстанцию;

набор элементов модели ошиновки, оборудования, разрядников, из которых может быть собрана модель подстанции;

осциллограф для регистрации напряжений в различных точках схемы, синхронизированный с ГИН.

Отрезки шин подстанции моделируются цепочечными схемами, состоящими из П-образных ячеек, индуктивность и емкость которых выбираются исходя из волнового сопротивления ошиновки. Оборудование подстанции моделируется сосредоточенными емкостями, приближенные значения которых приведены в табл. 18-1.

Таблица 18-1

Эквивалентные емкости аппаратов 35—220 кВ

Аппарат	Емкость, пкФ	
	Пределы	Среднее значение
Силовой трансформатор:		
с емкостной компенсацией, большой мощности	1000—3000	1500
без емкостной компенсации, малой мощности	300—1000	500
Трансформаторы напряжения	200—500	300
Выключатели:		
во включенном положении	300—800	500
в отключенном положении	200—500	300
Разъединители:		
во включенном положении	40—80	60
в отключенном положении	30—60	40
Проходные изоляторы:		
конденсаторного типа	150—300	200
неконденсаторного типа	100—200	150

Моделирование трансформатора емкостью справедливо для промежутка времени в несколько микросекунд. Оно позволяет определить напряжение на вводе трансформатора, но не отражает процессов внутри обмотки, в частности повышения напряжения на изолированной нейтрали.

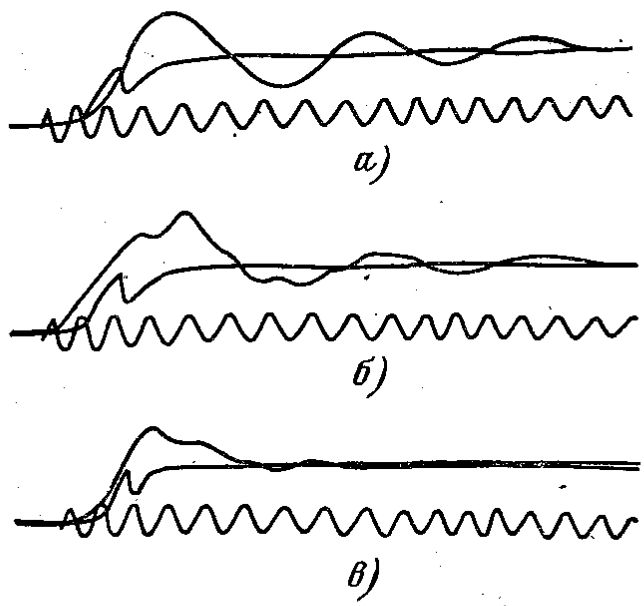


Рис. 18-13. Осциллограммы напряжения в характерных точках подстанции.

а — напряжения на разряднике и трансформаторе; *б* — напряжения на разряднике и линейном разъединителе; *в* — напряжение на линейном разъединителе при отключенном трансформаторе.

Искровые промежутки разрядников, трубчатые разрядники и другие объекты с заданным пробивным напряжением или вольт-секундной характеристикой моделируются с помощью полупроводниковых переключающих диодов. Моделирование нелинейного резистора вентильного разрядника основано на замене вольт-амперной характеристики разрядника ломаной линией, которая воспроизводится с помощью простых полупроводниковых схем.

Для определения потенциалов в отдельных точках подстанции нужно составить схему замещения подстанции, т. е. заменить элементы оборудования сосредоточенными емкостями и определить расстояние между ними по ошиновке. Полученная схема замещения может быть исследована непосредственно на модели, но жела-

тельно эту схему предварительно упростить, уменьшив количество емкостей и сосредоточив их в главнейших узлах схемы. Для этого емкости переносятся в ближайшие узлы. Упрощенная схема собирается и исследуется на анализаторе.

Упрощенные схемы многих подстанций содержат три характерные точки: линейный разъединитель, узел, куда включается разрядник, и трансформатор. На рис. 18-13 приведены типичные осциллограммы в этих точках для тупикового режима работы подстанции. Напряжение на трансформаторе (рис. 18-13, *а*) имеет такой же характер, как в рассмотренной выше простейшей схеме на рис. 18-8, *б*. Кривая напряжения на линейном разъединителе (рис. 18-13, *б*) несколько отличается от кривой, которая приведена на рис. 18-10; это различие обусловлено наличием емкости трансформатора, при отключении которой получается кривая, соответствующая простейшей схеме (рис. 18-13, *в*).

На рис. 18-14 приведены зависимости напряжения от крутизны на трансформаторе и линейном разъединителе подстанции 110 кВ, полученные на анализаторе грозозащиты. Напряжения на трансформаторе растут с увеличением крутизны; в зависимостях для линейного разъединителя имеются местные максимумы, которые связаны с тем, что отраженная от емкости трансформатора волна задерживает срабатывание разрядника.

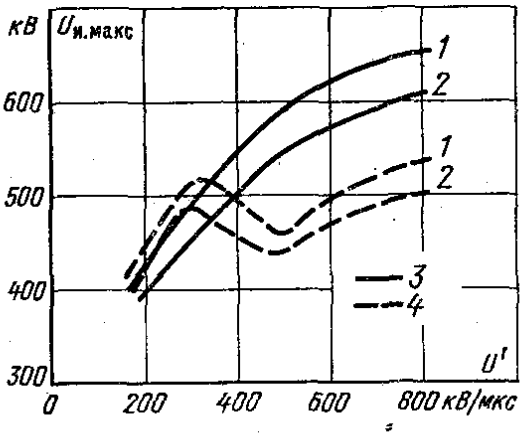


Рис. 18-14. Зависимости максимального напряжения на оборудовании подстанции от крутизны.

1 — включена одна линия; *2* — включены две линии; *3* — на трансформаторе; *4* — на разъединителе.

Критерием правильности моделирования и расчетов могут быть эксперименты на реальных подстанциях. Однако проведение таких опытов на высоких напряжениях с применением передвижного генератора импульсных напряжений является громоздкой и дорогостоящей операцией. Необходимые результаты получаются и при низких напряжениях с помощью прибора, получившего название синхронографа. Последний представляет собой разновидность анализатора грозозащиты, т. е. содержит генератор повторных импульсов (ГИН) низкого напряжения и осциллограф, управление которого синхронизировано с работой ГИН, но объектом исследования является не модель, а реальная подстанция; в связи с этим масштабы времени и сопротивления в отличие от лабораторного анализатора должны быть равны единице. Единственный элемент подстанции, который не может работать при низких напряжениях, это разрядник. Поэтому синхронограф содержит модель разрядника, которая включается вместо реального аппарата, а также модель «срезающего устройства», которая позволяет моделировать перекрытие изоляции в разных точках подстанции.

Результаты исследований на реальной подстанции с помощью синхронографа и на ее лабораторной модели обычно хорошо совпадают.

18-4. ДОПУСТИМЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ НА ИЗОЛЯЦИИ

Для оценки надежности защиты подстанционного оборудования от набегающих волн необходимо сопоставить напряжения на изоляции с ее электрической прочностью. При этом следует учитывать, что формы волн напряжения на изоляции являются нестандартными.

В частности, напряжение на трансформаторе представляет собой, как было показано выше, униполярный колебательный импульс (рис. 18-11 и 18-13). Время до первого максимума τ_1 и период собственных колебаний T зависят в основном от расстояния между разрядником и трансформатором, но не зависят от числа и типа вентильных разрядников, а также параметров волн, набегающих с линии. За некоторым исключением, практического влияния на эти величины не оказывают также схема и тип подстанции. Большое количество исследований на анализаторе типовых схем подстанций различных номинальных напряжений, проведенное в ЛПИ, показало, что значения τ_1 изменяются от 1,0 до 4,0 мкс, а T — от 1,8 до 6,4 мкс, увеличиваясь с ростом номинального напряжения. Огибающая униполярного импульса, как правило, спадает быстрее, чем стандартный импульс 1,2/50.

Как известно, изоляция испытывается полным и срезанным импульсом. Воздействие униполярного колебательного импульса на главную изоляцию трансформатора является, очевидно, менее тяжелым режимом, чем воздействие полного импульса с тем же максимальным значением, но более опасным, чем воздействие срезанного импульса. Что касается воздействия на продольную изоляцию, то наибольшую опасность для нее представляют импульсы с наименьшими длительностями фронта, характерные для напряжений 35—110 кВ, но трансформаторы именно этих классов имеют наибольшие запасы прочности по отношению к испытательному напряжению.

В качестве временных нормативов принято, что допустимое напряжение на внутренней изоляции трансформаторов при униполярном колебательном импульсе может быть на 10% выше, чем испытательное напряжение при полном импульсе $U_{\text{п. и}}$ с учетом поправки на возбуждение трансформатора:

$$U_{\text{доп}} = 1{,}1\,(U_{\text{п. и}} - 0{,}5U_{\text{ном}}), \qquad (18\text{-}10)$$

где $U_{\text{ном}}$ — действующее номинальное линейное напряжение.

Значения $U_{\text{доп}}$ приведены ниже:

$U_{\text{ном}}$, кВ	35	110	150	220	330	500
$U_{\text{доп}}$, кВ	210	470	650	920	975	1430

Максимальные значения, допустимые по условиям воздействия на внешнюю изоляцию оборудования подстанций, определяются путем сопоставления волны напряжения на изоляции, в частности, униполярного колебательного импульса с кривой импульсного уровня внешней изоляции; последняя проходит через две точки: $t_1 = 2$ мкс, $U = U_{\text{с. и}}k$ и $t_2 = 8$ мкс, $U = U_{\text{п. и}}k$, где $U_{\text{с. и}}$, $U_{\text{п. и}}$ — испытательные напряжения внешней изоляции соответственно при срезанном и полном импульсе; k — коэффициент, учитывающий

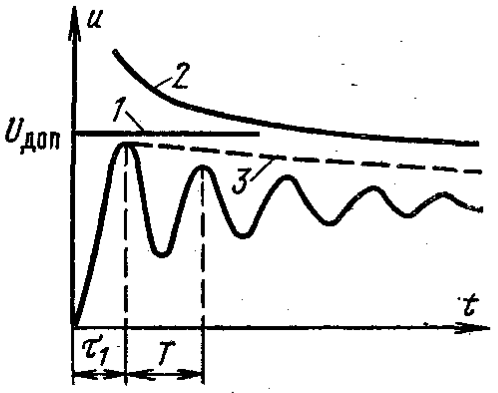


Рис. 18-15. Типичная форма импульса грозового перенапряжения на трансформаторе.

1 — $U_{доп}$ для внутренней изоляции; *2* — электрическая прочность внешней изоляции; *3* — спад стандартного импульса 1,2/50.

поправку на атмосферные условия. Для подстанций до 220 кВ, где среднее значение длительности фронта униполярного импульса близко к 2 мкс, прочность внешней изоляции определяется обычно испытательным напряжением при срезанном импульсе.

На рис. 18-15 показаны соотношения, при которых не будет происходить ни повреждения внутренней изоляции трансформатора ($U_{\text{и. макс}} < U_{доп}$), ни перекрытия внешней изоляции (вся кривая лежит ниже кривой импульсного уровня изоляции).

18-5. ВЫБОР ДЛИНЫ ЗАЩИЩЕННОГО ПОДХОДА. СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ ГРОЗОЗАЩИТЫ ПОДСТАНЦИЙ

При заданной схеме подстанции и выбранном размещении разрядников напряжение в различных точках подстанции определяется параметрами набегающей волны, в первую очередь ее крутизной. Сопоставление максимального напряжения на изоляции при разных крутизнах с допустимым напряжением позволяет определить опасные крутизны, при которых напряжение на изоляции оказывается выше допустимого. Так; на рис. 18-14 абсциссы точек пересечения кривых $U_{\text{и. макс}} = f(U')$ и прямой, соответствующей $U_{доп}$ (470 кВ), дают значения критических крутизн $U'_{\text{кр}}$, превышение которых опасно для изоляции. Такими крутизнами обладают волны с длительностью фронта, превышающей

$$\tau_{\text{ф. кр}} = U_{\text{пад. макс}}/U', \qquad (18\text{-}11)$$

где $U_{\text{пад. макс}}$ — максимальное значение набегающей волны.

Пусть волна, возникшая на проводе линии на расстоянии x от подстанции, имеет начальный фронт, равный $\tau_{ф0}$; по мере продвижения волны к подстанции ее фронт получает приращение

$\Delta\tau_ф x$, где $\Delta\tau_ф$ — удлинение фронта волны на 1 км длины пробега под действием короны (рис. 13-5). Чем меньше расстояние x места удара от подстанции, тем меньше приращение фронта и тем больше крутизна падающей волны. Опасными для изоляции подстанции являются те волны, которые возникли на расстоянии, меньшем $x_{кр}$:

$$x_{кр} = (\tau_{ф.\,кр} - \tau_{ф0})/\Delta\tau_ф. \qquad (18\text{-}12)$$

Расстояние $x_{кр}$ называется опасной зоной.

Как известно из гл. 17, волны на проводах линий с тросами могут появиться в результате обратных перекрытий на опоре или в пролете или прорыва молнии. Рассмотрим различные случаи.

Удар вблизи вершины опоры. Импульсным напряжением на проводе до момента перекрытия можно пренебречь, так как электрическая составляющая индуктированного напряжения и напряжение, наведенное токами в тросах, имеют разные знаки. После перекрытия изоляции опоры провод мгновенно принимает потенциал опоры, т. е. на проводе появляется волна с отвесным участком фронта. Далее общее напряжение на проводе и на тросе повышается вплоть до момента максимума тока молнии. Можно приближенно принять, что все волны, возникшие при обратном перекрытии, имеют максимальное значение, равное разрядному напряжению изоляции опоры при полном импульсе, а фронт является вертикальным, т. е. в (18-12) $\tau_{ф0} = 0$, следовательно,

$$x_{кр} = \tau_{ф.\,кр}/\Delta\tau_ф = U_{пад.\,макс}/U'_{кр}\,\Delta\tau_ф. \qquad (18\text{-}12а)$$

При этом $\Delta\tau_ф$ определяется по рис. 13-5 или по упрощенной полуэмпирической формуле

$$\Delta\tau_ф = \left(0{,}5 - \frac{0{,}008U_{пад.\,макс}}{h_{ср}}\right)\frac{1}{K}, \qquad (18\text{-}13)$$

где $K = 1$; 1,1; 1,45; 1,55 при числе проводов в фазе соответственно 1, 2, 3, 4 и более.

Удар в трос в средней части пролета. Перекрытия в этом случае, как указывалось выше, очень редки. Даже если перекрытие произойдет, волна на проводе, имеющая большое максимальное значение, срезается на фронте у ближайшей опоры. Таким образом, при определении опасных волн, набегающих на подстанцию, удары в трос в середине пролета могут не учитываться.

Прорыв молнии мимо троса. Максимальное значение этих волн равно приблизительно $I_м z_{пр}/4$. Часть волн, соответствующая большим токам молнии ($I_м z_{пр}/4 > U_{50\%}$), срезается на ближайшей опоре. Эти срезанные волны в большинстве своем не опасны для подстанционной изоляции вследствие интенсивного затухания пика предразрядного напряжения под действием короны. Доля срезанных волн в общем количестве прорывов особенно велика для номинальных напряжений до 110 кВ включительно. Максимальные значения крутизны полных (несрезанных) волн меняются в широких пределах в соответствии с вероятностями максимальных

значений и крутизн токов молнии. В частности, некоторая часть волн может иметь такие значения этих величин, при которых начальное значение фронта волны в месте прорыва окажется больше $\tau_{ф.\,кр}$, т. е. даже прорывы вблизи подстанции не представят опасности для изоляции. Однако подсчет вероятности опасных волн при прорывах представляет сложную задачу. Поэтому с известным преувеличением учитываются все случаи прорывов.

Таким образом, принимается, что число опасных случаев, т. е. случаев прихода на подстанцию волн с максимальным значением, превосходящим критическую, равно числу перекрытий на опоре и прорывов молнии в пределах опасной зоны $x_{кр}$. Если линия не имеет тросов по всей длине, то длина защищенного подхода должна быть не меньше $x_{кр}$, так как за пределами подхода число ударов в провод и обратных перекрытий резко возрастает, в особенности на линиях с металлическими опорами.

На линиях с деревянными опорами первая подтросовая опора с трубчатыми разрядниками находится вблизи границы опасной зоны. Поэтому должны быть приняты меры для уменьшения числа обратных пробоев PT_1. С этой целью разрядник каждой фазы должен иметь отдельный заземляющий спуск, причем спуски от трех разрядников и тросов прокладываются отдельно по каждой ноге АП-образной опоры. Сопротивление заземления должно быть не более 10 Ом при удельных сопротивлениях грунта вплоть до 1000 Ом·м.

Увеличение длины подхода сверх $x_{кр}$ теоретически не должно влиять на число повреждений изоляции, так как все волны, возникшие за пределами $x_{кр}$, приводят к появлению на изоляции напряжений $U_{и.\,макс} < U_{доп}$. Однако если подстанции, к которым присоединены линии с тросами по всей длине и линии с тросами на подходе ($l_{подх} \geqslant x_{кр}$), характеризуются одним и тем же числом опасных случаев, первые имеют ряд преимуществ. Во-первых, для них число появлений «неопасных», но все же «напрягающих» изоляцию волн значительно меньше; во-вторых, в сетях с заземленной нейтралью поражения молнией линий без тросов вызывают однофазные замыкания на землю, при которых электродинамические усилия в обмотках трансформаторов вызывают ускоренное старение и разрушение изоляции.

Чем больше расстояние между разрядником и защищаемым объектом, тем меньше допустимая (критическая) крутизна и тем больше длина опасной зоны, а следовательно, и необходимая длина подхода.

Если опасная зона меньше длины подхода, то число опасных случаев β_2 может быть оценено с учетом данных гл. 17 как число обратных перекрытий и прорывов в пределах $x_{кр}$ на всех подходящих к подстанции линиях.

При 30 грозовых днях в году

$$\beta_2 = 1{,}2 h_{ср} \left(\frac{4 h_{оп}}{l} P_2 + P_\alpha \right) \frac{x_{кр}}{100} n_л, \qquad (18\text{-}14)$$

где $n_л$ — число линий. Для подстанций 110 кВ и выше β_2 обычно больше β_1 и тем более β, т. е. β_2 в основном определяет показатель грозоупорности подстанции (число лет безаварийной работы):

$$M = 1/(\beta + \beta_1 + \beta_2) \approx 1/\beta_2.$$

Улучшение защиты подстанции вентильными разрядниками (уменьшение расстояния между разрядником и объектом, увеличение числа разрядников, применение разрядников с улучшенными характеристиками) приводит к увеличению допустимой крутизны $U'_{кр}$ и уменьшению опасной зоны, а следовательно, и длины подхода.

С увеличением высоты опор уменьшается деформация фронта волны под действием короны, что приводит к увеличению $x_{кр}$. Наибольшее удлинение фронта волны наблюдается на линиях с П-образными деревянными опорами.

При одном и том же значении $x_{кр}$ число опасных случаев может меняться в широких пределах в зависимости от параметров линии и надежности ее грозозащиты. Например, линии на деревянных опорах характеризуются меньшим числом ударов и меньшей вероятностью перекрытия на опоре, чем линии того же номинального напряжения на металлических опорах (при одинаковых сопротивлениях заземления). Резко отличаются друг от друга также показатели грозоупорности одноцепных и двухцепных линий (см. гл. 17).

Две одинаковые подстанции при одной и той же схеме грозозащиты, приводящей к одинаковым значениям $x_{кр}$, могут характеризоваться различными числами лет безаварийной работы, если подходы выполнены на разных опорах; естественно, что β_2 окажется больше, а M меньше для линий на двухцепных опорах. Поэтому эффективным способом повышения надежности защиты подстанции является не только улучшение схемы защиты подстанций вентильными разрядниками, приводящее к уменьшению $x_{кр}$, но и улучшение грозозащиты подхода, например снижение сопротивления заземления, подвеска второго троса, использование одноцепных опор.

С ростом номинального напряжения показатель грозоупорности подстанции обнаруживает тенденцию к росту в связи с более высокими характеристиками грозоупорности линий.

18-6. ОСОБЕННОСТИ ГРОЗОЗАЩИТЫ И КООРДИНАЦИЯ ИЗОЛЯЦИИ ПОДСТАНЦИЙ РАЗЛИЧНЫХ НОМИНАЛЬНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

Защита оборудования подстанций от набегающих волн и координация изоляции на подстанциях базируются в настоящее время на использовании разрядников типов РВП, РВС и РВМГ, т. е. разрядников соответственно IV, III и II группы по ГОСТ 16357-70. В дальнейшем широкое распространение найдут разрядники типов РВРД и РВТ, имеющие характеристики I группы. Для под-

станции с номинальным напряжением до 10 кВ включительно уровни изоляции оборудования согласованы с характеристиками разрядников РВП; для подстанций до 150 кВ — с характеристиками разрядников РВС, а для подстанций 330 кВ и выше — с характеристиками разрядников РВМГ. Трансформаторы и автотрансформаторы 150 и 220 кВ имеют (временно) два уровня изоляции: основной, скоординированный с разрядниками РВМГ, и повышенный, скоординированный с разрядниками РВС. Изоляция аппаратов и измерительных трансформаторов имеет один повышенный уровень.

На подстанциях до 110 кВ включительно и на подстанциях 150—220 кВ, где установлены трансформаторы с повышенным уровнем изоляции, место установки вентильных разрядников выбирается таким образом, чтобы обеспечить защиту всего оборудования минимальным числом разрядников (например, по одному комплекту на каждую систему шин). При этом допускается наличие коммутационных аппаратов между разрядниками и трансформаторами, поскольку уровень изоляции трансформаторов выше возможной кратности большинства коммутационных перенапряжений, т. е. перенапряжений при включении и отключении. Между вентильными разрядниками и трансформаторами 220 кВ с основным уровнем изоляции, а также автотрансформаторами и трехобмоточными трансформаторами, трансформаторами и шунтирующими реакторами 330—750 кВ установка коммутационных аппаратов не допускается, так как на разрядники возлагается также задача ограничения коммутационных перенапряжений.

Оборудование подстанций 330—500 кВ рекомендуется защищать не менее чем двумя комплектами вентильных разрядников, а 750—1150 кВ — тремя комплектами для уменьшения тока через каждый вентильный разрядник и остающегося напряжения на разряднике. Это требование почти всегда выполняется в связи с необходимостью установки разрядников для защиты каждого трансформатора, автотрансформатора и реактора из условия отсутствия коммутационных аппаратов между разрядником и защищаемым объектом.

Для установок СВН в отличие от установок до 220 кВ включительно применяется защита от коммутационных перенапряжений с помощью комбинированных вентильных разрядников РВМК (гл. 16). Разрядники РВМК устанавливаются в ячейках шунтирующих реакторов, которые обычно присоединяются к линии. При отсутствии реакторов разрядники РВМК включаются в линейных ячейках до линейного выключателя со стороны линии. Если расчеты показывают, что защиты от внутренних перенапряжений не требуется, то разрядники РВМК заменяются разрядниками для защиты от грозовых перенапряжений.

Защита трансформаторов, установленных на плотинах гидростанций. Трансформаторы, установленные на плотинах гидростанций, находятся на значительном расстоянии от шин ОРУ. Длина соединительных проводов может

составлять несколько сотен метров, а в некоторых случаях и 1—3 км. Воздушные провода должны быть надежно защищены тросами или отдельно стоящими молниеотводами, а в непосредственной близости от трансформаторов должны устанавливаться разрядники.

Присоединение трансформаторов, установленных на плотине, к шинам ОРУ в последнее время часто производится кабелем. Концевая муфта кабеля представляет собой одно целое с вводом трансформатора. Следовательно, установить разрядник непосредственно у трансформатора не представляется возможным. Однако разрядник в начале кабеля, несмотря на большое расстояние до трансформатора, обеспечивает его надежную защиту.

На рис. 18-16, *а* показана расчетная схема для определения напряжения в конце кабеля. Волновое сопротивление кабеля z_2 обычно на порядок ниже волнового сопротивления z_1 воздушной линии или ошиновки подстанции. Поскольку входное сопротивление трансформатора во много раз превосходит волновое сопротивление кабеля, конец последнего можно считать разомкнутым. При длине кабеля в несколько сотен метров и скорости распространения волны в кабеле, обычно равной 150 м/мкс, двойное время пробега волны по кабелю $2\tau_2 = 2l_к/v$, как правило, больше длительности фронта набегающей волны в отличие от тех схем, которые были рассмотрены выше.

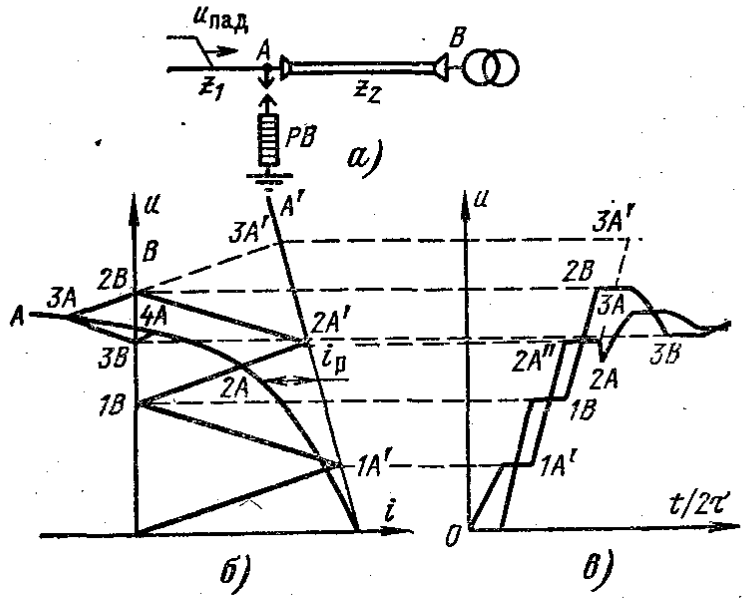


Рис. 18-16. Определение напряжения на трансформаторе, включенном через длинный кабель.

а — расчетная схема; *б* — применение метода характеристик; *в* — изменение напряжений в начале и в конце кабеля.

Как до, так и после пробоя разрядника в схеме происходят многократные отражения от конца и начала кабеля; напряжения в этих точках определяются с помощью метода характеристик (рис. 18-16, *б*).

Уравнение узла A до срабатывания разрядника $u_A = 2u_{пад} - i_2 z_1$ представляет собой наклонную прямую A'; после пробоя искрового промежутка разрядника уравнение узла A принимает вид $u_A = u_р = 2u_{пад} - i_2 z_1 - i_р z_1$. Решение этого уравнения относительно $u_A = u_р$ осуществляется графически, аналогично тому, как это сделано на рис. 18-7, *а*, с той лишь разницей, что вместо одной прямой $2u_{пад} - i_р z_1$ для тупикового режима проводится серия параллельных прямых $2u_{пад} - i_2 z_1 - i_р z_1$ для разных значений i_2, в том числе и для отрицательных. Уравнение узла B (конец кабеля) $i_2 = 0$, т. е. характеристика узла B совпадает с осью ординат.

Прямые $0—1A'$, $1A'—1B$, $1B—2A'$ и т. д. представляют собой обратные и прямые характеристики кабеля; их наклон, а также наклон характеристики A' определяется соответственно волновыми сопротивлениями z_2 и z_1. Точки пересечения этих характеристик с характеристиками A', A и B дают напряжения в начале и конце кабеля для разных интервалов времени ($0—2\tau$, $2\tau—4\tau$ и т. д.). Эти точки перенесены на рис. 18-16, *в*, где построено изменение напряжения во времени. Из рис. 18-16 и из аналитических соотношений следует, что волна, пришедшая в узел A, преломляется, обусловливая напряжение $u_{пад} \dfrac{2z_2}{z_1 + z_2}$; так как z_2/z_1 не превышает 0,1, то это напряжение меньше $0{,}2u_{пад}$, в то время как напряжение срабатывания разрядника обычно значительно выше — $(0{,}4 \div 0{,}6)\, u_{пад}$, т. е. разрядник срабатывает после нескольких отражений,

когда напряжение в начале кабеля достигает $U_{\text{пр. и}}$. Соответствующее напряжение в конце кабеля (точка B на рис. 18-16, *б*) равно:

$$u_{\text{к}} = U_{\text{пр. и}} + i_2 z_2 = U_{\text{пр. и}} + \frac{2u_{\text{пад}} - U_{\text{пр. и}}}{z_1} z_2. \qquad (18\text{-}15)$$

После срабатывания разрядника напряжение в начале кабеля определяется пересечением прямых и обратных характеристик кабеля с криволинейной характеристикой A (точки $2A$, $3A$, $4A$). Напряжения в начале и конце кабеля имеют характер затухающих колебаний с весьма малыми амплитудами, осью которых является остающееся напряжение разрядника при $i = 0$.

Из (18-15) следует, что превышение напряжения в конце кабеля над пробивным напряжением разрядника зависит от максимального значения набегающей волны и отношения волновых сопротивлений кабеля и воздушного провода. Длина кабеля в это уравнение не входит. В действительности при больших длинах кабеля время до момента пробоя соизмеримо с длительностью волны. Например, если $l_{\text{к}} = 900$ м (такова длина кабелей 220 кВ на Братской ГЭС), то время пробоя в рассмотренном выше примере $t_{\text{пр}} = 4\tau = 4\,\frac{900}{150} = 24$ мкс. При таких условиях

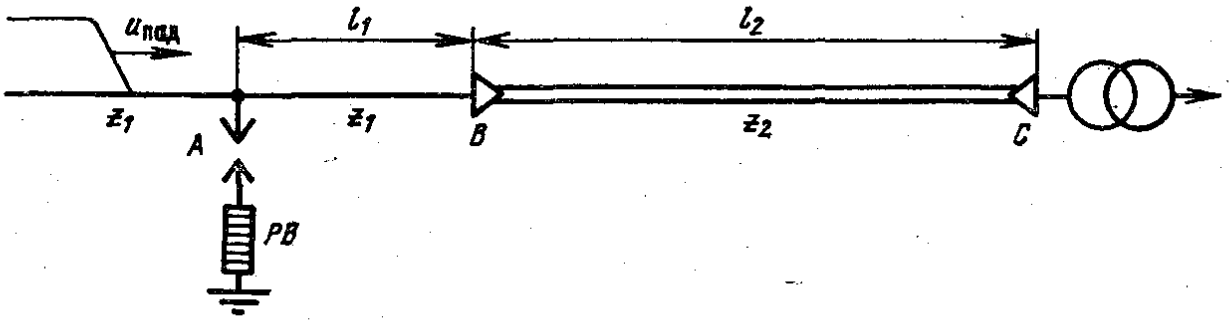


Рис. 18-17. Упрощенная схема для определения напряжения в начале и в конце кабеля при наличии разрядника на шинах.

необходимо учитывать спад напряжения на хвосте волны, что еще больше затягивает время срабатывания, уменьшает мгновенное значение $u_{\text{пад}}$ и тем самым ограничивает повышение напряжения в конце кабеля (на трансформаторе). Таким образом, увеличение длины кабеля является благоприятным фактором с точки зрения ограничения перенапряжений в отличие от схемы на рис. 18-8, *б*, где трансформатор присоединяется к разряднику воздушным проводом и увеличение расстояния между разрядником и защищаемым объектом способствует возрастанию напряжения на нем.

При наличии на станции большого числа кабелей желательно отказаться от установки разрядников в начале кабелей и возложить защиту на разрядник, установленный на шинах. Рассмотрим упрощенную схему, приведенную на рис. 18-17, где AB представляет собой воздушный соединительный провод, BC — кабель. На рис. 18-18, *а*, *б* приведены кривые напряжений на разряднике, в начале и в конце кабеля, а также токов через разрядник и в начале кабеля, построенные методом характеристик. Оба графика отличаются только длительностью фронта падающей волны. На графике рис. 18-18, *а* длительность фронта в несколько раз больше, чем двойное время пробега волны от разрядника до начала кабеля; волна, отраженная от начала кабеля с переменой знака, замедляет рост напряжения на разряднике, а за пределами фронта резко снижает напряжение. Поэтому разрядник срабатывает с большим запаздыванием после прихода волн, отраженных от разомкнутого конца кабеля. На рис. 18-18, *б* длительность фронта настолько мала, а крутизна достаточно велика, чтобы разрядник успел сработать до прихода отраженной отрицательной волны, однако после ее прихода напряжение на разряднике и ток через разрядник падают настолько, что разрядник на этой стадии процесса практически не играет роли. Кривые на 18-18, *а*, *б* очень сходны по характеру, но максимальное значение напряжения на кабеле

и ток через разрядник в первом случае получаются выше. Снижение крутизны фронта набегающей волны в данном случае является неблагоприятным фактором, так как затягивает срабатывание разрядника. На этот наиболее неблагоприятный случай следует ориентироваться.

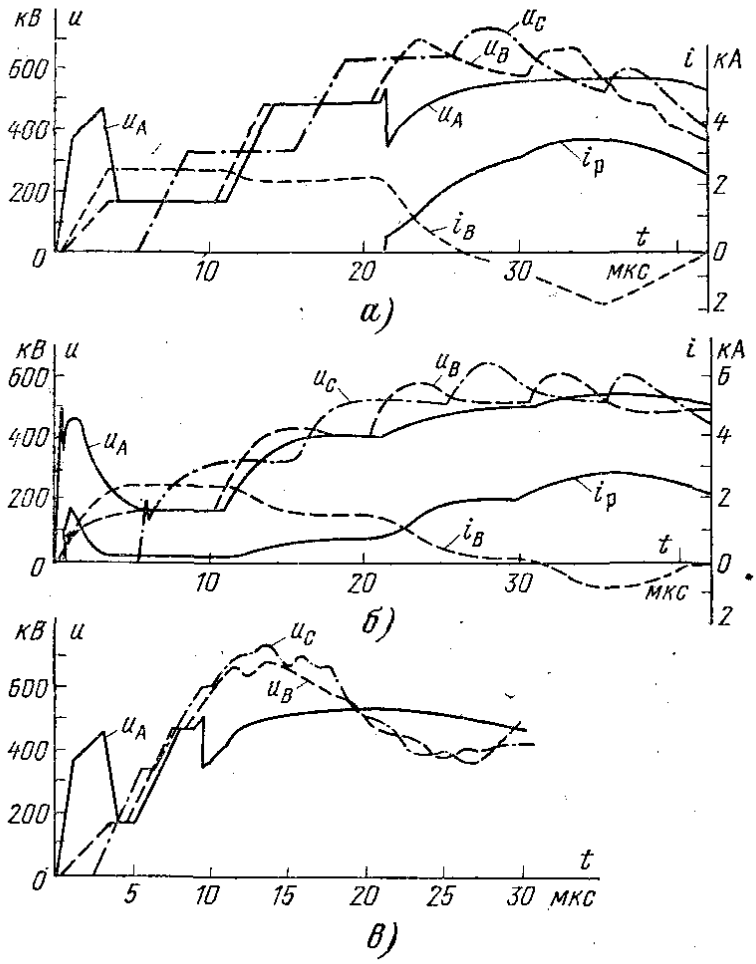


Рис. 18-18. Изменение напряжений в различных точках схемы на рис. 18-17 ($U_{пад.\,м} = 1100$ кВ, $z_1 = 400$ Ом, $z_2 = 32$ Ом).

а — $\tau_1 = 0{,}5$ мкс ($l_1 = 150$ м); $\tau_2 = 5$ мкс ($l = 750$ м); $\tau_ф = 3$ мкс; *б* — то же, $\tau_ф = 1$ мкс; *в* — $\tau_1 = 0{,}5$ мкс; $\tau_2 = 2$ мкс; $\tau_ф = 3$ мкс.

После срабатывания разрядника отражения и преломления волн происходят не только в узле *B* (начало кабеля), но и в узле *A* (разрядник). Возникает сложный колебательный процесс, причем осью колебаний является остающееся напряжение на разряднике. Подобный характер процесса можно объяснить, заменив участок воздушного провода после пробоя разрядника сосредоточенной индуктивностью, а кабель — П-образной схемой (рис. 18-19, *а*). На рис. 18-18, *а*, *б* отчетливо видны характерные черты двухчастотного колебательного контура — на колебания всей схемы в целом (индуктивность воздушного провода и кабеля — емкость кабеля) накладываются собственные колебания кабеля. На рис. 18-18, *в* приведен случай, когда индуктивность кабеля в несколько раз меньше индуктивности воздушного провода; при этом собственные колебания кабеля играют *второстепенную роль*. В первом приближении индуктивностью кабеля можно пренебречь или приближенно учесть ее, заменив кабель не П-образной, а Т-образной схемой. Тогда вся схема приобретает черты одночастотного колебательного контура, и поведение ее определяется индуктивностью воздушного провода и емкостью кабеля (рис. 18-19, *б*).

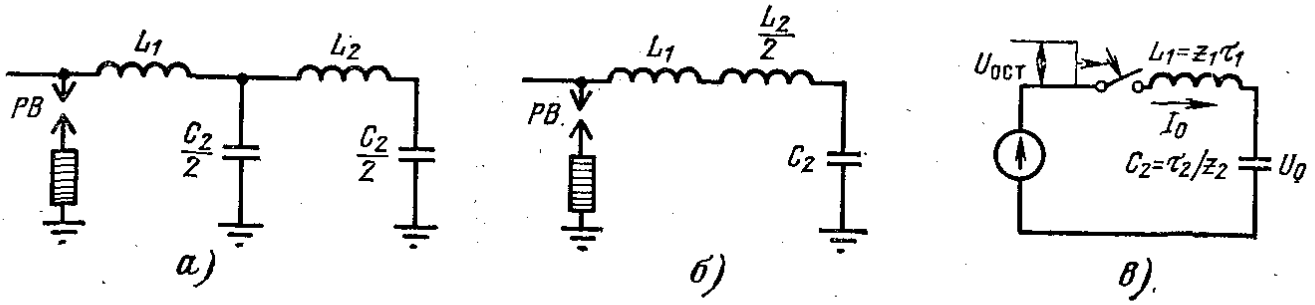


Рис. 18-19. Схемы замещения, соответствующие рис. 18-18, *б* и *в*.

а — L_1 и L_2 соизмеримы; *б* и *в* — $L_1 \gg L_2$.

Срабатывание разрядника в такой схеме в момент, когда емкость кабеля заряжена до $u \approx U_{ост}$, можно рассматривать как включение схемы с ненулевыми начальными условиями $U_0 = U_{ост}$, $I_0 = (2u_{пад} - U_{ост})/z_1$ на постоянную э. д. с. $E = U_{ост}$ (рис. 18-19, *в*). После пробоя разрядника колебания в схеме поддерживаются в основном за счет магнитной энергии, запасенной в воздушном проводе

$LI_0^2/2$; следовательно, повышение напряжения на емкости кабеля ΔU (амплитуда колебаний) может быть определено исходя из баланса энергий:

$$L_1 I_0^2/2 = C_2 (\Delta U)^2/2,$$

откуда

$$\Delta U = I_0 \sqrt{L_1/C_2} = I_0 \sqrt{z_1 \tau_1 z_2/\tau_2} = I_0 z_1 \sqrt{\frac{z_2}{z_1}\frac{\tau_1}{\tau_2}}. \qquad (18\text{-}16)$$

Так как при «отдаленных» ударах ток в воздушном проводе перед пробоем разрядника равен $\frac{2U_{пад} - U_{пр.и}}{z_1} \approx \frac{2U_{пад} - U_{ост}}{z_1}$,

$$\Delta U = (2U_{пад} - U_{ост}) \sqrt{\frac{z_2}{z_1}\frac{\tau_1}{\tau_2}}. \qquad (18\text{-}17)$$

Кривые на рис. 18-20 пригодны для напряжений 110 кВ (разрядник РВС) и 220 кВ (разрядник РВМГ). За базисное напряжение принято остающееся

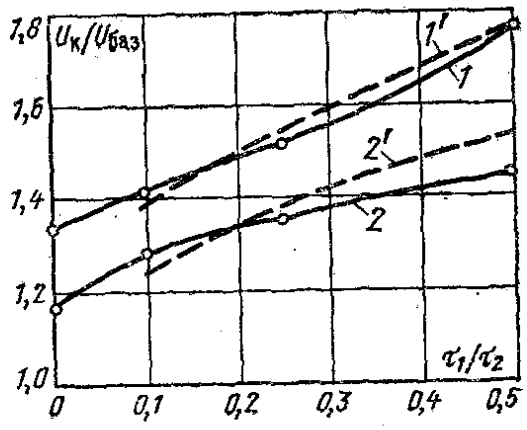


Рис. 18-20. Зависимости максимального напряжения на трансформаторе, включенном в конце кабеля, от τ_1/τ_2.

1, *1'* — $z_2/z_1 = 0{,}1$; *2*, *2'* — $z_2/z_1 = 0{,}05$; *1*, *2* — расчет методом характеристик; *1'*, *2'* — расчет по упрощенной формуле.

напряжение на разряднике в тупиковом режиме (соответственно 300 и 500 кВ). При длине волны, соизмеримой с периодом собственных колебаний схемы, напряжения получаются еще ниже.

Напряжения на трансформаторе и на концевой кабельной муфте, которые можно определить по рис. 18-20, следует сравнивать с испытательными напряжениями при полном импульсе. Ввиду того, что напряжение на трансформаторе нарастает медленно, не следует ожидать больших градиентных перенапряжений и возбуждение трансформатора можно не учитывать.

Так как $z_2/z_1 < 0{,}1$, то условия защиты трансформатора разрядником на шинах выполняются, если $\tau_1/\tau_2 < 0{,}25$; $(l_1/l_2 = 0{,}5)$; в этом случае можно отказаться от установки разрядника в начале каждого кабеля.

Защита разомкнутых обмоток автотрансформаторов. В гл. 13 было показано, что при воздействии импульса на одну из обмоток автотрансформатора на другой разомкнутой обмотке возможно появление значительных перенапряжений; их можно определить с помощью «коэффициентов перехода» $a_{СН}$ и $a_{ВН}$. Коэффициент $a_{СН}$ представляет собой отношение максимального импульсного напряжения в начале разомкнутой обмотки СН к максимальному значению волны, воздействующей на обмотку ВН. Аналогично определяется и коэффициент $a_{ВН}$. Значения $a_{СН}$ и $a_{ВН}$ могут быть найдены при заводских типовых испытаниях.

Рассмотрим случай, когда волна набегает по линии ВН и создает на разряднике напряжение $U_{ост.\,ВН}$. Импульс, приложенный непосредственно к обмотке ВН, содержит составляющую $U_{ост.\,ВН}$

и наложенные на нее колебания с периодом в несколько микросекунд. Поскольку период собственных колебаний много больше (десятки микросекунд), то высокочастотные колебания практически сглаживаются при передаче через обмотку и не оказывают влияния на величину и форму напряжения на выводах СН. Поэтому в качестве расчетного импульса может быть принято остающееся напряжение на разряднике с коэффициентом запаса 1,1.

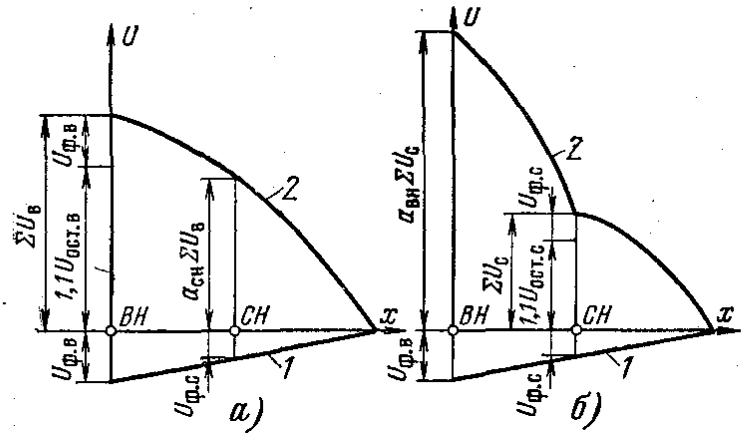


Рис. 18-21. Определение напряжения на разомкнутых обмотках автотрансформатора при падении волны на выводы ВН (*а*) и СН (*б*).

Принимается, что импульс набегает на обмотку в неблагоприятный момент, когда напряжение промышленной частоты проходит через максимальное значение $\pm U_{\text{ф. вн}}$. Распределение этого напряжения показано на рис. 18-21 (кривая *1*). Максимальное напряжение в начале разомкнутой обмотки СН можно найти методом наложения, приняв, что на кривую *1* накладывается огибающая максимальных потенциалов (кривая *2*), обусловленная воздействием на обмотку напряжения $\Sigma U_{\text{ВН}} = U_{\text{имп. ВН}} \pm U_{\text{ф. вн}}$.

Ордината кривой максимальных потенциалов, соответствующая началу обмотки СН, равна $a_{\text{СН}}\Sigma U_{\text{ВН}}$, а максимальное напряжение

$$U_{\text{СН}} = a_{\text{СН}}\,(1{,}1U_{\text{ост ВН}} \pm U_{\text{ф ВН}}) \mp U_{\text{ф СН}}. \qquad (18\text{-}18)$$

Аналогичные соотношения могут быть получены и для случая, когда волна падает по линии СН, а обмотка ВН разомкнута (рис. 18-21, *б*):

$$U_{\text{ВН}} = a_{\text{ВН}}\,(1{,}1U_{\text{ост СН}} \pm U_{\text{ф СН}}) \mp U_{\text{ф ВН}}. \qquad (18\text{-}19)$$

На основании этих соотношений можно решить вопрос о необходимости установки дополнительных разрядников непосредственно на выводах обмоток автотрансформаторов. Например, на шинах 220 и 110 кВ установлены разрядники РВМГ-220 ($U_{\text{ост}} = 570$ кВ) и РВС-110 ($U_{\text{ост}} = 335$ кВ). Коэффициенты перехода $a_{\text{СН}} = 0{,}6$; $a_{\text{ВН}} = 2{,}5$. Наиболее неблагоприятным случаем является падение импульса в момент отрицательного максимума напряжения промышленной частоты

$$\left(U_{\text{ф ВН}} = \frac{230\sqrt{2}}{\sqrt{3}} = 188 \text{ кВ};\quad U_{\text{ф СН}} = \frac{121\sqrt{2}}{\sqrt{3}} = 99 \text{ кВ}\right).$$

Максимальное напряжение на обмотке СН

$$U_{\text{СН}} = 0{,}6\,(1{,}1 \cdot 570 + 188) - 99 = 390 \text{ кВ}.$$

Максимальное напряжение на обмотке ВН

$$U_{\text{ВН}} = 2{,}5(1{,}1 \cdot 335 + 99) - 188 = 982 \text{ кВ}.$$

Испытательные напряжения обмоток автотрансформатора при полном импульсе равны соответственно 460 и 900 кВ (повышенный уровень изоляции), т. е. установки дополнительных разрядников для защиты разомкнутой обмотки СН не требуется. На выводе ВН нужно установить дополнительные разрядники; однако этого можно избежать, заменив разрядник РВС-110 на магнитно-вентильный разрядник РВМГ-110 ($U_{\text{ост}} = 285$ кВ). Тогда

$$U_{\text{ВН}} = 2{,}5\,(1{,}1 \cdot 285 + 99) - 188 = 871 < 900 \text{ кВ}.$$

При основном уровне изоляции обмотки ВН 690 кВ установка дополнительного разрядника на выводе ВН обязательна.

Защита разомкнутых обмоток НН трансформаторов. В некоторых случаях обмотки низшего напряжения трансформаторов могут длительно оставаться отключенными от других элементов сети. В качестве примера можно привести схему, в которой два генератора включаются на расщепленные обмотки НН повышающего трансформатора; при выводе одного из генераторов в длительный ремонт или его отключении в режиме минимальной нагрузки соответствующая обмотка трансформатора оказывается разомкнутой. Наличие временно неиспользуемых обмоток характерно также для трехобмоточных трансформаторов или автотрансформаторов с третичной обмоткой.

При воздействии импульса (u_1) на обмотку ВН опасные напряжения могут возникать в разомкнутых обмотках благодаря емкостной и электромагнитной связи между обмотками, причем основную опасность представляет именно емкостная связь. Напряжение относительно земли разомкнутой обмотки определяется соотношением емкости между обмотками C_{12} и емкости относительно земли C_2:

$$u_2 = u_1 C_{12}/(C_{12} + C_2). \qquad (18\text{-}20)$$

Отношение $C_{12}/(C_{12} + C_2)$ может оказаться больше, чем коэффициент трансформации, и привести к превышению наведенного напряжения над электрической прочностью обмотки НН. Для уменьшения наведенных напряжений рекомендуется при отключении обмотки НН от других элементов сети заземлять нейтраль (если обмотки соединены в звезду) или одну из вершин треугольника (если обмотки соединены в треугольник): это обеспечивает частичное стекание наведенных зарядов в землю. Наиболее эффективной мерой защиты является установка вентильных разрядников на обмотках НН.

Напряжения на разомкнутой обмотке, обусловленные электромагнитной передачей, определяются коэффициентом трансформации, если исключается возможность развития колебаний в цепи, обусловленной индуктивностью рассеяния трансформатора и емкостью вторичной обмотки; при малых емкостях колебания такого

рода обычно демпфируются. Передача напряжения в соответствии с коэффициентом трансформации неопасна, так как обмотка НН имеет бóльшие запасы электрической прочности, чем обмотки высшего напряжения. Установка разрядников дает дополнительную гарантию против повышений напряжения, обусловленных электромагнитной передачей.

Защита изолированной нейтрали трансформаторов. Для уменьшения токов однофазного к. з. нейтрали некоторых трансформаторов 110 кВ, реже 220 кВ, могут быть временно или постоянно разземлены. При воздействии волн атмосферных перенапряжений на линейные вводы трансформаторов (в особенности при падении волны по трем фазам) на нейтрали могут развиться колебания, приводящие к значительному превышению напряжений над уровнем изоляции нейтрали. Для ограничения этих перенапряжений в нейтраль трансформатора включается вентильный разрядник с номинальным напряжением на класс ниже, чем класс трансформатора. Во избежание преждевременного износа и разрушения нежелательно срабатывание разрядника в нейтрали при внутренних перенапряжениях, в частности при несимметричных коммутациях и однофазных к. з. Во всяком случае разрядник в этих случаях должен гасить дугу сопровождающего тока, т. е. смещение нейтрали U_0 должно быть меньше напряжения гашения. Как было показано в гл. 16, смещение нейтрали при однофазном к. з. зависит от x_0/x_1:

$$U_0 = U_{\text{ф. м}} \frac{x_0/x_1}{x_0/x_1 + 2}. \qquad (18\text{-}21)$$

Например, при $U_{\text{ном}} = 110$ кВ и $x_0/x_1 = 3$

$$U_0 = \frac{110}{\sqrt{5}} \cdot 1{,}15 \cdot 0{,}6 = 43{,}6 \text{ кВ}.$$

В переходном процессе искровой промежуток разрядника РВС-35 может пробиться (хотя вероятность пробоя достаточно мала). Так как напряжение гашения этого разрядника 40,5 кВ, то в случае срабатывания разрядника дуга сопровождающего тока не погаснет. Гашение дуги может быть обеспечено путем применения двух разрядников РВС-20, у которых напряжение гашения равно $2 \cdot 25 = 50$ кВ.

Упрощенные схемы грозозащиты подстанций. Если расстояния между разрядником и наиболее удаленными точками подстанции малы ($l \leqslant 10$ м), то ограничения крутизны набегающей волны не требуется. Такое положение наблюдается на небольших подстанциях (в частности, на комплектных подстанциях 35—220 кВ), которые могут быть присоединены к транзитным линиям с помощью отпаек. На защиту подходов к этим подстанциям возлагается задача ограничения тока через вентильный разрядник. При отсутствии тросов по всей длине необходимо, чтобы каждая грозовая волна, двигаясь к подстанции, прошла мимо двух точек, где установлены трубчатые разрядники, способные отвести значительную

часть тока молнии в землю. Ближайший к подстанции пролет желательно защитить тросом. На рис. 18-22 приведено несколько вариантов защиты подстанций на отпайках. Если транзитная линия защищена тросами, то отпайка также защищается тросом по всей длине и установки трубчатых разрядников не требуется.

Еще более упрощается защита от набегающих волн для распределительных устройств 3—10 кВ. Для воздушных линий этих напряжений характерна относительно низкая поражаемость раз-

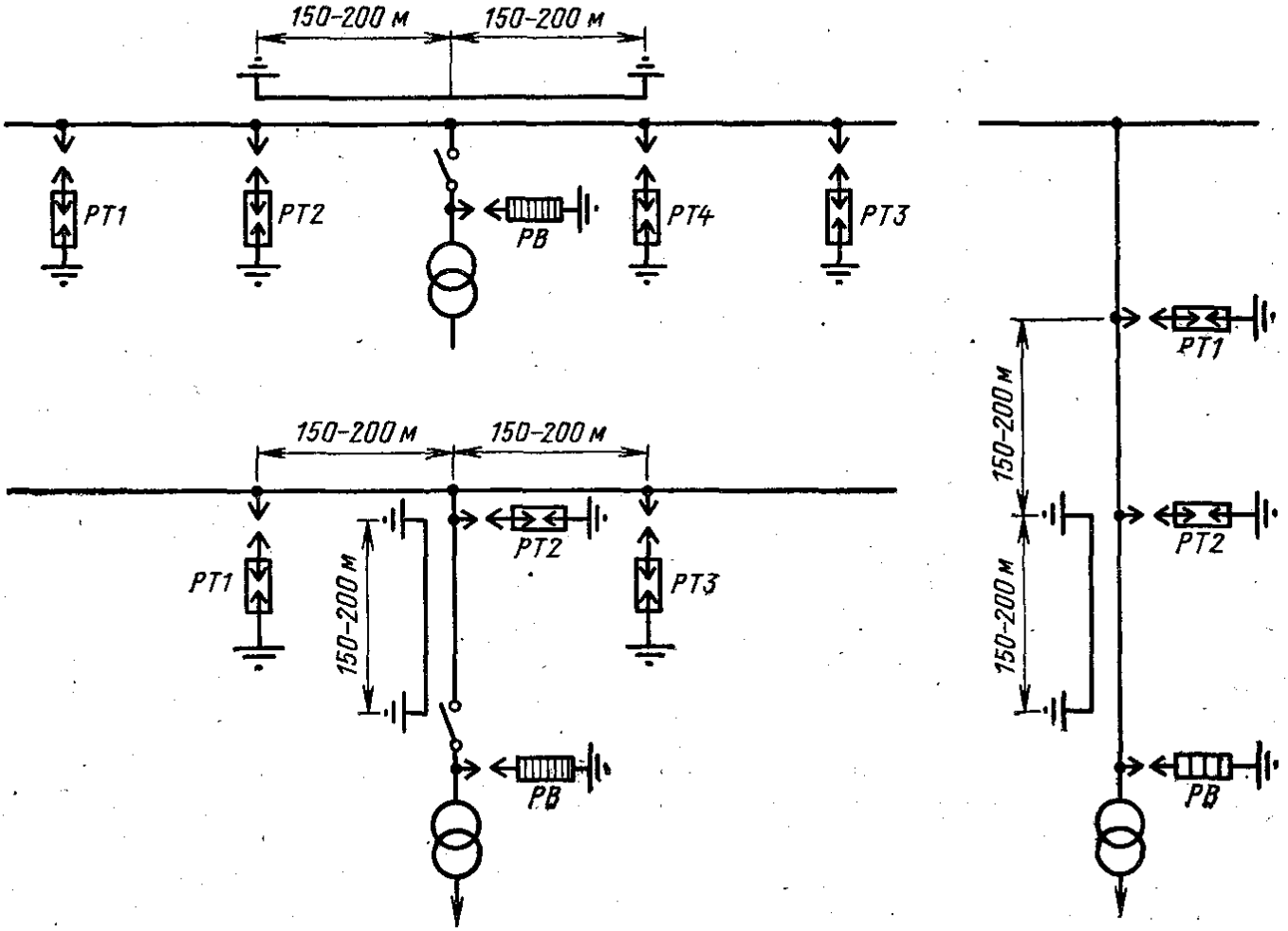


Рис. 18-22. Упрощенные схемы защиты комплектных подстанций, присоединенных к транзитным линиям без тросов посредством отпаек разной длины.

рядами молнии, так как они имеют небольшую высоту и вблизи подстанций часто проходят по застроенной местности, что обеспечивает хорошую экранировку. Низкая импульсная прочность линейной изоляции ограничивает максимальное значение набегающей волны и токи через вентильный разрядник на шинах. Поэтому защитные мероприятия на подходе ограничиваются установкой трубчатого разрядника *РТ1* на расстоянии 150—200 м от шин подстанции. Второй разрядник *РТ2* ставится для защиты разомкнутого линейного разъединителя в том случае, если разомкнутая линия может длительно находиться под напряжением со стороны, противоположной подстанции.

18-7. ГРОЗОЗАЩИТА ВРАЩАЮЩИХСЯ МАШИН

Изоляция вращающихся машин обладает высокой электрической прочностью при выпуске с завода. Однако в процессе эксплуатации электрическая прочность падает. Представление о длительной электрической прочности может дать нормированное испытательное напряжение в эксплуатационных условиях 1,7 $U_{ном}$. Коэффициент импульса, начальное значение которого равно 1,3—1,6, снижается по данным ЛПИ до 1,0, причем нижняя граница области разброса может проходить еще ниже. Таким образом, импульсная прочность главной изоляции вращающихся машин может быть оценена как $1{,}7\sqrt{2}U_{ном}$. В табл. 18-2 для сравнения приведены допустимые импульсные напряжения на главной изоляции вращающихся машин и трансформаторов и остающиеся напряжения вентильных разрядников для классов напряжения 3,6 и 10 кВ (для электрических машин $U_{ном}$ = 3,15; 6,3 и 10,5 кВ).

Таблица 18-2

Сравнение импульсной прочности вращающихся машин и остающегося напряжения вентильных разрядников

Показатели	Номинальное напряжение, кВ		
	3	6	10
Допустимое импульсное напряжение на главной изоляции, кВ:			
трансформаторов	44	60	80
вращающихся машин	7,6	15,2	25,2
Остающееся напряжение разрядников при токе 3 кА, кВ:			
РВМ	9	17	28
РВТ	7	14	23,5

Только у разрядников РВТ (I группа по ГОСТ 16357-70) остающееся напряжение при токе не более 3 кА ниже, чем допустимое импульсное напряжение на изоляции машин, но интервал между этими напряжениями получается очень малым. Ввиду трудности координации импульсной прочности изоляции вращающихся машин с характеристиками вентильных разрядников допускается непосредственное присоединение (без трансформаторов) к воздушным линиям генераторов мощностью не более 15 000 кВ·А и синхронных компенсаторов мощностью не более 20 000 квар.

Помимо ограничения напряжения на вводе машины, схема грозозащиты должна предусматривать ограничение напряжения на изолированной нейтрали и ограничение напряжения на продольной изоляции путем снижения крутизны падающей волны.

Грозозащита вращающихся машин, присоединенных к воздушным линиям через трансформаторы. В § 13-5 были рассмотрены два способа передачи напряжения через обмотки трансформаторов,

т. е. емкостная и электромагнитная передача. При оценке напряжения, которое появляется на выводах присоединенной к трансформатору вращающейся машины, последняя может быть представлена своим волновым сопротивлением; такая схема замещения справедлива до момента прихода к началу обмотки импульса, отраженного от нейтрали генератора, но обычно за этот интервал времени импульс, попадающий на обмотку машины, спадает, т. е. дальнейший ход процесса может не учитываться. При учете волнового сопротивления z упрощенная формула (13-64а), приведенная в гл. 13 для случая емкостной передачи, принимает следующий вид:

$$u_2 = U_1 \frac{C'_{12} l}{C'_{12} l + C'_2 l + C} e^{-t/T}, \qquad (18\text{-}22)$$

где $T = (C'_{12} l + C'_2 l + C)\, z$ — постоянная времени схемы.

В качестве расчетного напряжения U_1 следует взять остающееся напряжение на разряднике, защищающем обмотку высшего напряжения трансформатора; наложенными на остающееся напряжение колебаниями можно пренебречь, поскольку их период много меньше постоянной времени схемы; иначе говоря, через обмотку они «не передаются».

Наличие на стороне низшего напряжения соединительных кабелей или закрытых шинопроводов, соединяющих трансформатор с генератором, обычно снижает напряжение u_2 до величины, безопасной для изоляции генераторов.

В случае присоединения генератора к трансформатору воздушной перемычкой, надежно защищенной от прямых ударов молнии, возникает опасность появления индуктированных перенапряжений. С целью их снижения параллельно генератору включается конденсатор емкостью 0,1—0,5 мкФ, который обеспечивает снижение напряжения, обусловленное емкостной передачей.

Для определения напряжения на обмотке генератора при электромагнитной передаче может быть использована схема, приведенная на рис. 13-35 (гл. 13). В качестве расчетного напряжения на обмотке трансформатора берется по соображениям, приведенным выше, остающееся напряжение на разряднике. Волновое сопротивление z вносит большое затухание в колебательный процесс, возникающий в схеме; в большинстве случаев выполняется условие апериодичности $z < 0{,}5\sqrt{(L_1 + L_2)/C}$. Поэтому остающееся напряжение разрядника стороны ВН передается на обмотку генератора в соответствии с коэффициентом трансформации. Если защита трансформатора выполняется разрядниками РВМ, то напряжение на изоляции генератора не превосходит допустимого.

Таким образом, генераторы, соединенные с воздушными линиями через трансформаторы, обычно не требуют никакой дополнительной защиты от грозовых перенапряжений, и на генераторном напряжении вентильные разрядники могут не устанавливаться. Однако возможны случаи (большая емкость на шинах, маломощные генера-

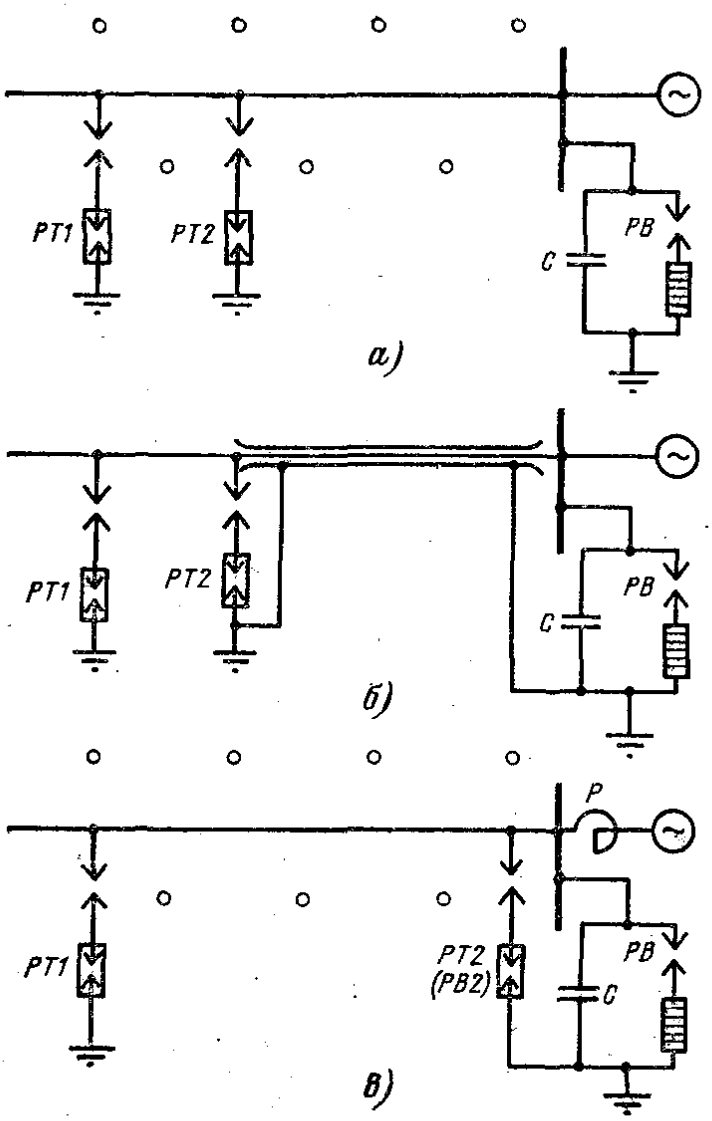


Рис. 18-23. Схемы защиты вращающихся машин, работающих на воздушную сеть.

а — схема защиты с воздушным подходом; *б* — схема с использованием защитных свойств кабельной вставки; *в* — схема с воздушным подходом и реактором.

торы), при которых свободные колебания генераторной цепи окажутся недемпфированными, и напряжение на генераторе превысит допустимое. В этих случаях обмотки машин следует защищать разрядниками.

Грозозащита вращающихся машин, присоединенных к воздушным линиям, может быть успешно осуществлена с помощью вентильных разрядников I группы типа РВТ при условии ограничения тока через разрядник (желательно до 1,5 кА); это необходимо для увеличения координационного интервала между остающимся напряжением разрядника и допустимым напряжением на главной изоляции машины. С этой целью применяются различные схемы защиты воздушных подходов и способы связи обмотки машины с воздушной линией (реактор, кабельная вставка).

Кроме того, для ограничения крутизны, обусловливающей напряжения на междувитковой изоляции, параллельно разряднику включается конденсатор емкостью 0,25—0,5 мкФ. Ограничение крутизны до 1—2 кВ/мкс обеспечивает также слабое развитие колебаний на изолированной нейтрали обмотки. Если нейтраль выведена, то она защищается вентильным разрядником, который шунтируется конденсатором емкостью 0,25—0,5 мкФ для ограничения крутизны среза. Для одновитковых машин с разрядником в нейтрали емкости на вводе машины не требуется.

Принципиальная схема защиты генератора, присоединенного непосредственно к воздушной линии, представлена на рис. 18-23, *а*. Так как линии 3—10 кВ имеют одностоечные опоры и подвеска тросов удорожает стоимость линии, то подход защищается отдельно стоящими стержневыми молниеотводами, что исключает также возможность обратного перекрытия. Если линия проходит по застроенной местности или рядом с другими линиями передачи,

то установки молниеотводов не требуется, так как в этих случаях вероятность поражения линии мала. При длине подхода 500—600 м сопротивления заземления трубчатых разрядников должны быть порядка 5 Ом; если выполнить это требование невозможно, нужно установить еще один комплект трубчатых разрядников (на другой опоре). При меньших сопротивлениях заземления подход может быть короче.

Очень часто между линией и шинами генераторного напряжения имеется кабельная вставка длиной около 100 м, которая может быть использована для улучшения грозозащиты машин. Для этой цели используется схема на рис. 18-23, *б*. При срабатывании разрядника, установленного в месте перехода воздушной линии в кабель, жила кабеля соединяется с оболочкой и они приобретают одинаковое напряжение относительно земли. Вследствие поверхностного эффекта ток вытесняется с жилы на оболочку кабеля. Если кабель проложен непосредственно в земле, часть тока стекает с оболочки в землю на пути к станции, а остальная часть замыкается через заземляющий контур станции. Напряжение между жилой кабеля, присоединенной к обмотке машины, и оболочкой, присоединенной к заземляющему контуру станции и корпусу машины, равно падению напряжения в активном сопротивлении оболочки кабеля, которое оказывается значительно ниже импульсной прочности машины. Схема с кабельной вставкой обладает большим уровнем грозоупорности при условии надежного срабатывания трубчатого разрядника *РТ2*. Это условие не всегда выполняется, так как коэффициент преломления при переходе воздушной линии в кабель примерно равен 0,1. Поэтому пробой разрядника возможен при непосредственном поражении молнией или при набегании с линии волн с максимальными значениями 400—500 кВ. Для обеспечения пробоя трубчатого разрядника его целесообразно удалить от места перехода воздушной линии в кабель на один-два пролета (разрядник *РТ1* на рис. 18-23, *б*). Применение двух разрядников *РТ1* и *РТ2* повышает надежность схемы.

Улучшению грозозащиты способствует также реактор, включенный для ограничения токов к. з. (рис. 18-23, *в*). Индуктивность реактора снижает крутизну напряжения на обмотке машины и повышает напряжение со стороны линии, способствуя ускоренному срабатыванию разрядника *РТ2* или *РВ2* и ограничению максимального значения волны, приходящей с линии (*РВ2* устанавливается в тех случаях, когда нельзя подобрать трубчатый разрядник, способный отключать большие токи к. з. у шин станции).

При одновременном использовании кабельной вставки и реактора получаются наиболее надежные схемы грозозащиты.

Возможны и некоторые другие разновидности схем грозозащиты вращающихся машин с использованием принципов, заложенных в основные схемы.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ВНУТРЕННИХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

19-1. КЛАССИФИКАЦИЯ ВНУТРЕННИХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

Внутренние перенапряжения в электрических системах возникают в результате коммутаций, как нормальных (включение и отключение ненагруженной линии, отключение ненагруженных трансформаторов и реакторов), так и послеаварийных (дуговые замыкания на землю в системах с изолированной нейтралью, отключение к. з., АПВ).

Всякая электрическая система содержит совокупность сосредоточенных и распределенных индуктивностей и емкостей — это индуктивности и емкости линий, индуктивности генераторов, индуктивности рассеяния и намагничивания трансформаторов, емкости конденсаторных батарей и др. Таким образом, электрическая система потенциально обладает колебательными свойствами.

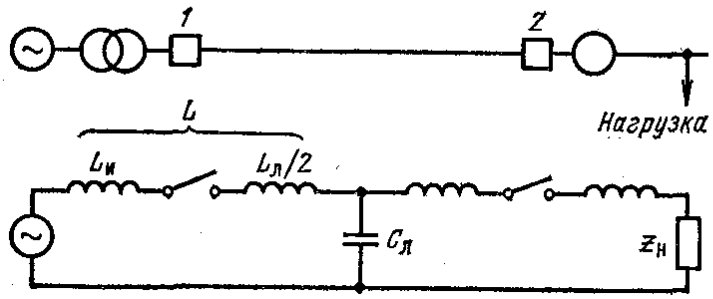


Рис. 19-1. Упрощенная схема замещения электропередачи.

На рис. 19-1 приведена упрощенная однофазная схема электропередачи, дающая качественную иллюстрацию одного из случаев возникновения внутренних перенапряжений. При замкнутом выключателе *2* емкостное сопротивление линии зашунтировано сопротивлением нагрузки $Z_н$. При разомкнутом выключателе *2* (режим одностороннего питания) схема замещения превращается в колебательный контур L—C. Такой режим осуществляется при включении ненагруженной линии выключателем *1* (пуск передачи) и может продолжаться длительно до тех пор, пока на разомкнутом конце не будет выполнена сихронизация. При аварийных и послеаварийных коммутациях режим одностороннего питания возможен вследствие неодновременного действия релейной защиты на обоих концах линии.

Процесс коммутации в системе, например включение разомкнутой линии толчком, можно разбить на несколько этапов, как это показано на рис. 19-2. В течение определенного времени, пока регуляторы возбуждения генераторов практически не успевают подействовать (области *I* и *II*), э. д. с. источника может считаться неизменной. Первая стадия (область *I*) характеризуется переходным процессом, который обычно продолжается несколько полупериодов. После затухания свободных колебаний наступает вторая стадия (область *II*), которая условно может быть названа

«установившимся» (точнее, квазиустановившимся) режимом; этот режим определяется параметрами схемы и неизменной э. д. с. источника. Например, для схемы рис. 19-1 напряжение «установившегося» режима на емкости, являющееся аналогом напряжения в конце линии,

$$U_C = E\frac{\frac{1}{j\omega C}}{j\omega L + \frac{1}{j\omega C}} = E\frac{1}{1-\omega^2 LC} = E\frac{1}{1-\frac{\omega^2}{\omega_1^2}} > E. \qquad (19\text{-}1)$$

В дальнейшем благодаря действию регуляторов U_C постепенно уменьшается в соответствии с уменьшением э. д. с. E (область *III*), пока не установится новый стационарный режим (область *IV*). Для нас наибольший интерес представляют первые две стадии процесса, так как именно в это время возникают наибольшие перенапряжения.

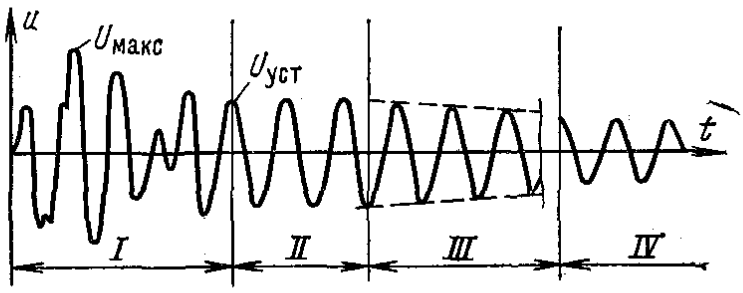


Рис. 19-2. Различные стадии переходного процесса после коммутации.

Будем различать перенапряжения переходного режима, или коммутационные, и перенапряжения установившегося режима, или длительные, помня, однако, что термин «установившийся» является условным. Установившееся напряжение является одновременно вынужденной составляющей переходного процесса. При любой коммутации максимальное напряжение переходного процесса может быть представлено в следующем виде:

$$U_{макс} = K_{уд}U_{уст} = K_{уд}K_{уст}U_{ф} = K_{п}U_{ф}, \qquad (19\text{-}2)$$

где $K_{уд}$ — отношение максимального напряжения переходного процесса к вынужденной составляющей (*ударный коэффициент*); $K_{уст}$ — отношение вынужденной составляющей (перенапряжения установившегося режима) к рабочему напряжению. Произведение $K_{п} = K_{уд}K_{уст}$ представляет собой *кратность внутренних напряжений*.

Повышения напряжения установившегося режима связаны с наличием следующих явлений.

Емкостный эффект в симметричных линейных схемах. Примером перенапряжения такого рода может служить повышение напряжения в схеме на рис. 19-1, где емкостный ток линии протекает через индуктивность линии и источника. Иначе говоря, собственная частота системы источник (индуктивность) — линия (индуктивность и емкость) может иметь тот же порядок, что и частота источника (19-1).

Перенапряжения, обусловленные емкостным эффектом, практически наблюдаются в электропередачах большой длины, характерных для номинальных напряжений 330 кВ и выше (электро-

передачи сверхвысокого напряжения — СВН). Для систем и сетей с номинальным напряжением до 220 кВ включительно обычно $\omega_1/\omega > 3$ и повышения наряжения из-за емкостного эффекта незначительны, достигая (1,1—1,15) $U_ф$, что находится в пределах максимального рабочего напряжения.

Несимметрия системы, которая может возникать при несимметричных к. з. и неполнофазных режимах (обрыв провода, отказ фазы выключателя при отключении и включении). Особенно больших значений могут достигать перенапряжения этого вида в тех случаях, когда сопротивления в схемах прямой и нулевой последовательности имеют разные знаки, т. е. одно носит индуктивный, а другое емкостный характер.

Наличие в схеме нелинейных цепей со сталью (например, трансформаторов, иногда реакторов) приводит к возникновению *феррорезонансных перенапряжений* на рабочей частоте, которые чаще всего наблюдаются в неполнофазных режимах, а также к феррорезонансным перенапряжениям на высших и низших гармониках.

Различные коммутации, характеризующиеся разными значениями ударных коэффициентов, могут заканчиваться одним и тем же установившимся режимом. Например, включение ненагруженной линии, АПВ, разрыв передачи при выпадении из синхронизма, одностороннее отключение симметричного к. з. приводят к одному и тому же режиму одностороннего питания ненагруженной линии. Таким образом, целесообразно рассматривать установившиеся повышения напряжения отдельно, независимо от предшествующих коммутаций и сопутствующих им переходных процессов.

На величину ударного коэффициента оказывают влияние следующие факторы:

частоты и декременты затухания свободных колебаний, которые определяются параметрами схемы;

конечные и начальные условия (последние зависят от вида коммутации);

характеристики выключателей, с помощью которых осуществляются коммутации.

При заданных условиях (схема и ее параметры, вид коммутации, тип выключателя) ударный коэффициент имеет статистический характер, т. е. при многократном повторении одной и той же коммутации можно получить различные значения ударного коэффициента. Например, при включении подобный статистический характер процесса определяется разбросом углов включения отдельных фаз.

Среди разнообразных коммутаций следует выделить группу коммутаций, где причиной перенапряжений являются не только колебательные свойства схемы, но и неустойчивый характер дуги в выключателе.

Например, при отключении малых индуктивных токов расхождение контактов выключателя приводит к растягиванию дуги и уве-

личению ее сопротивления, дуга гаснет до момента естественного перехода тока через нуль (*срез тока*). При этом большая электромагнитная энергия $Li_0^2/2$ (i_0 — ток среза) переходит в электростатическую энергию, что обусловливает перенапряжения на отключаемой индуктивности (ненагруженный трансформатор, реактор).

При отключении емкостной нагрузки (конденсаторные батареи, ненагруженные линии) дуга в выключателе обрывается вблизи нулевого значения тока и максимального значения напряжения, т. е. отключаемая емкость остается заряженной. После того как напряжение источника изменяет знак на обратный, может произойти повторный пробой межконтактного промежутка, что равносильно подключению заряженной линии к источнику э. д. с. противоположного знака; подобный процесс характеризуется большим ударным коэффициентом. В дальнейшем возможны новые погасания и зажигания дуги, что способствует накоплению зарядов на емкости и нарастанию перенапряжений. Аналогичный характер имеет процесс повышения напряжений на неповрежденных фазах при неустойчивом горении дуги однофазного замыкания на землю в системах с изолированной нейтралью.

Для напряжений до 220 кВ типичными являются случаи, когда $K_{уст}$ примерно равны 1,0—1,3 (за исключением феррорезонансных перенапряжений при неполнофазных режимах), т. е. повышения напряжения в установившемся режиме, которыми заканчиваются коммутации, не имеют практического значения, а интерес представляет только переходный процесс. Поэтому в электрических установках до 220 кВ в большинстве случаев можно рассматривать раздельно кратковременные (коммутационные) и длительные (феррорезонансные) перенапряжения, поскольку они возникают в различных условиях независимо друг от друга. В противоположность этому в установках СВН коэффициент $K_{уст}$ получается более высоким из-за емкостного эффекта; коммутационные и установившиеся перенапряжения являются двумя стадиями единого процесса, как это показано на рис. 19-2.

Допустимые кратности внутренних перенапряжений по отношению к максимальному рабочему напряжению не должны превышать определенных величин, которые выбираются из технико-экономических соображений. Эти кратности для коммутационных перенапряжений приведены в табл. 19-1.

Допустимые кратности коммутационных перенапряжений падают с ростом номинального напряжения, так как изоляцию установок СВН экономически нецелесообразно, а порой технически невозможно выполнить с теми же запасами прочности, что и для средних напряжений.

При увеличении длительности воздействия допустимые кратности перенапряжений уменьшаются. Например, по данным ВЭИ, допустимая кратность перенапряжений для внутренней изоляции трансформаторов 500 кВ при времени воздействия 1 с (установившиеся перенапряжения) падает до 2,0, а при времени 10 мин — 1 ч —

Таблица 19-1

Допустимые кратности коммутационных перенапряжений

Параметры	Режим нейтрали							
	изолированная			заземленная				
$U_{ном}$, кВ	3—10	15; 20	35	110—220	330	500	750	1150
$U_{раб.\ макс}/U_{ном}$	1,2	1,2	1,15	1,15	1,1	1,05	1,05	1,05
$K_{доп}$	4,5	4,0	3,5	3,0	2,7	2,5	2,1	1,8

соответственно до 1,2—1,1 (последние цифры характерны для режима синхронизации).

Кратности коммутационных перенапряжений в установках до 220 кВ, как правило, не превышают значений, приведенных в табл. 19-1. Напротив, в установках СВН, в особенности 500 кВ и выше, возможны коммутационные перенапряжения, превышающие $3U_ф$. Для их ограничения необходимо применение аппаратов типа разрядников. Поэтому передачи 330 кВ и выше проектируются с расчетом на защиту как от грозовых, так и от внутренних перенапряжений, что отличает их от систем 220 кВ и ниже, где в настоящее время с помощью разрядников ограничиваются главным образом грозовые перенапряжения.

Современные разрядники для защиты от внутренних перенапряжений (коммутационные) рассчитаны на протекание тока в течение нескольких полупериодов, что обычно достаточно для затухания переходного процесса. Гашение дуги в разряднике должно осуществляться в условиях длительных повышений напряжения в электропередаче, которое обусловлено не только однофазным к. з., как это наблюдается в системах меньшего напряжения, но и емкостным эффектом. Таким образом, ограничение амплитуды и длительности установившихся напряжений необходимо не только по условиям воздействия на изоляцию, но и для обеспечения нормальной работы разрядников. Ограничение длительных перенапряжений достигается главным образом с помощью схемных мероприятий.

19-2. СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ ДЛЯ РАСЧЕТА ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ И ИХ ПАРАМЕТРЫ

Для расчета перенапряжений необходимо составить схему замещения электропередачи, в которую входят следующие основные элементы: линия, станция (генераторы, повышающие трансформаторы или автотрансформаторы) или система.

Линия характеризуется своими удельными параметрами—индуктивностью, емкостью, сопротивлением на километр длины по каналам прямой и нулевой последовательности.

Индуктивность прямой последовательности L' (рабочая индуктивность транспонированной линии), Г/км:

$$L' = 0{,}2 \ln \frac{d}{r_э} \cdot 10^{-3} = 0{,}46 \lg \frac{d}{r_э} \cdot 10^{-3}, \qquad (19\text{-}3)$$

где d — среднегеометрическое расстояние между фазами; $r_э$ — эквивалентный радиус, равный радиусу провода для линии с одиночными проводами; для линии с расщепленными проводами $r_э$ вычисляется по формулам гл. 3. С ростом номинального напряжения d и $r_э$ увеличиваются одновременно. Величина L' зависит главным образом от конструкции фазы (числа проводов в фазе, расстояния между ними).

Активное сопротивление прямой последовательности изменяется в широких пределах, уменьшаясь с ростом номинального напряжения вследствие увеличения сечения провода и числа проводов в фазе. Так называемая добротность, т. е. отношение индуктивного сопротивления провода к активному, $Q = \omega L'/r'$ для линий с расщепленными проводами обычно больше 10.

Емкость прямой последовательности (рабочая емкость транспонированной линии) определяется на основании уравнений Максвелла, Ф/км:

$$C' = \frac{1}{\alpha_{11} - \alpha_{12}} = \frac{1}{18 \cdot 10^6 \left(\ln \frac{2h}{r_э} - \ln \frac{D}{d} \right)} = \frac{24 \cdot 10^{-9}}{\lg \frac{d}{r_э} \frac{2h}{D}}, \qquad (19\text{-}4)$$

где h — среднегеометрическая высота подвеса проводов; D — среднегеометрическое расстояние между проводом и зеркальными изображениями других проводов.

Таблица 19-2

Усредненные параметры прямой последовательности линий с одиночными и расщепленными проводами

Параметры	$U_{ном}$, кВ		
	до 220	330	500
Число проводов в фазе	1	2	3 и выше
L', мГ/км	1,2—1,3	1,0	0,9—0,85
C', пФ/км	8500	11 500	12 500—13 500
z_c, Ом	400	300	270—250

В табл. 19-2 даны усредненные значения индуктивностей и емкостей, а также волнового сопротивления линий $z_c = \sqrt{L'/C'}$.

Скорость распространения волны по каналам прямой последовательности близка к скорости света:

$$v = \frac{1}{\sqrt{L'C'}} = 300\,000 \sqrt{\frac{\lg \frac{d}{r_э} \frac{2h}{D}}{\lg \frac{d}{r_э}}} \approx c.$$

Индуктивность нулевой последовательности зависит от удельного сопротивления земли и частоты, которые влияют на глубину проникновения магнитного поля токов нулевой последовательности в глубь земли. Распространение токов в земле можно охарактеризовать эквивалентной глубиной залегания $H_э$, которая для промышленной частоты и высших гармоник, имеющих практическое значение (3—7), рассчитывается по формуле

$$H_э = \frac{0{,}208}{\sqrt{f\sigma \cdot 10^{-7}}}, \qquad (19\text{-}5)$$

где f — частота; σ — удельная проводимость земли, 1/Ом·м.

Формула (19-5) отражает явление поверхностного эффекта, т. е. вытеснение тока в верхние слои при увеличении проводимости и частоты. Для токов промышленной частоты и грунтов, характерных для средней полосы европейской части СССР, $\rho = 50$ Ом·м ($\sigma \approx 0{,}02$ 1/Ом·м), $H_э = 660$ м.

Индуктивность нулевой последовательности определяется суммой магнитных потоков от токов в рассматриваемом проводе и в соседних проводах, Г/км:

$$L_0' = 0{,}46\left(\lg\frac{H_э}{r_э} + 2\lg\frac{H_э}{d}\right)\cdot 10^{-3} = 0{,}46\cdot 3\lg\frac{H_э}{\sqrt[3]{r_э d^2}}\cdot 10^{-3}. \qquad (19\text{-}6)$$

Обычно L_0' превосходит L' более чем в 3 раза; отношение L_0'/L' увеличивается с ростом удельного сопротивления земли и уменьшается при наличии тросов, заземленных на каждой опоре.

Активное сопротивление нулевой последовательности определяется в значительной степени активным сопротивлением земли. Для промышленной частоты и высших гармоник для активного сопротивления, Ом/км, справедливо следующее выражение:

$$r_з' = 3\pi^2 f \cdot 10^{-4}. \qquad (19\text{-}7)$$

При $f = 50$ Гц $r_з' = 0{,}15$ Ом/км.

Сопротивление земли не зависит от ее удельной проводимости, но линейно зависит от частоты. Это объясняется тем, что с ростом удельной проводимости и частоты увеличивается роль поверхностного эффекта, т. е. вытеснения тока в верхние слои. Увеличение удельной проводимости земли компенсируется уменьшением сечения, по которому проходит ток.

Для линий с расщепленными проводами добротность в схеме нулевой последовательности $Q_0 = \omega L_0'/r_0'$ практически определяется сопротивлением земли ($r_з \gg r_{пр}$) и равна 5—6. В линиях с одиночными проводами она понижается за счет сопротивления проводов.

Емкость нулевой последовательности, Ф/км:

$$C_0' = \frac{1}{\alpha_{11} + 2\alpha_{12}} = \frac{24\cdot 10^{-9}}{\lg\frac{2h}{r_э} + 2\lg\frac{D}{d}} = \frac{24\cdot 10^{-9}}{3\lg\sqrt[3]{\frac{2hD^2}{r_э d^2}}}. \qquad (19\text{-}8)$$

Наличие заземленных тросов несколько увеличивает емкость. Из сравнения (19-4) и (19-8) видно, что $C'_0 < C'$. Отношение C'_0/C' равно приблизительно 0,5—0,6 для линий с одиночными проводами и 0,7—0,8 для линий с расщепленными проводами. Наряду с понятиями о емкости прямой и нулевой последовательности часто пользуются понятием частичной емкости между фазами (междуфазная емкость $C'_{мф}$)

$$C'_{мф} = \frac{\alpha_{12}}{(\alpha_{11}-\alpha_{12})(\alpha_{11}+2\alpha_{12})} = \frac{C'-C'_0}{3}. \qquad (19\text{-}9)$$

Волновое сопротивление z_{c0} возрастает в 2—2,4 раза по сравнению с z_c, а скорость распространения по каналу нулевой последовательности уменьшается в 1,5—1,7 раза по сравнению со скоростью света.

Относительные единицы. В расчетах перенапряжений, которые будут проводиться в дальнейшем, удобно выражать все величины в относительных единицах, приняв за базисные величины частоту источника, номинальное фазное напряжение и волновое сопротивление прямой последовательности линии z_c. Тогда базисная мощность оказывается равной натуральной мощности линии:

$$P_{нат} = 3U_ф^2/z_c = U_{ном}^2/z_c.$$

Усредненные значения натуральной мощности линий различных номинальных напряжений равны:

$U_{ном}$, кВ	110	220	330	500	750
$P_{нат}$, МВт	30	120	360	900	2200

Индуктивное сопротивление и емкостная проводимость линии, отн. ед., выражаются следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} &\omega L^*_л = \omega L' l/z_c = \omega L' l/\sqrt{L'/C'} = \\ &= \omega\sqrt{L'C'}\, l = \omega l/v = 1{,}05\cdot 10^{-3} l; \\ &\omega C^*_л = \omega C' l/(1/z_c) = \omega C' l\sqrt{L'/C'} = \\ &= \omega\sqrt{L'C'}\, l = \omega l/v = 1{,}05\cdot 10^{-3} l, \end{aligned}\right\} \qquad (19\text{-}10)$$

где $\omega = 314$ рад/с; $v = c = 3\cdot 10^5$ км/с; l — длина, км.

Параметр $\omega\sqrt{L'C'}\, l$ называется волновой длиной линии. При данном выборе системы относительных единиц индуктивность и емкость участка линии численно равны ее волновой длине.

Станции или системы. Все источники э. д. с. (генераторы, отправные системы) задаются симметричной системой векторов прямой последовательности и индуктивным сопротивлением. Для генераторов в качестве индуктивного сопротивления берется значение сверхпереходного сопротивления x''_d, если токи, возбуждаемые в демпферных контурах, не успевают затухнуть во время переходного процесса (турбогенераторы), или x'_d, если время затухания токов в демпферных контурах соизмеримо с длительностью пере-

ходного процесса в целом (гидрогенераторы). Такая замена генератора статической схемой является приближенной. Реактивное сопротивление генератора задается в процентах и должно быть приведено к базисной мощности, отн. ед.:

$$x_{\text{г}}^{*}=\frac{x_{\text{г}}}{z_{\text{с}}}=\frac{x'_{d},\ \%}{100}\frac{P_{\text{нат}}}{S}, \qquad (19\text{-}11)$$

где S — полная мощность генератора.

Для мощных генераторов x'_d примерно равно 30%.

Реактивное сопротивление системы в схемах прямой и нулевой последовательности определяются по мощности к. з. на шинах системы:

$$x_{\text{сист}}^{*}=\frac{x_{\text{сист}}}{z_{c}}=\frac{P_{\text{нат}}}{S_{\text{к. з}}^{(3)}};\quad x_{\text{о. сист}}^{*}=\frac{x_{\text{о. сист}}}{z_{c}}=\frac{P_{\text{нат}}}{S_{\text{к. з}}^{(1)}}, \qquad (19\text{-}12)$$

где $S_{\text{к. з}}^{(3)}$, $S_{\text{к. з}}^{(1)}$ — мощности трехфазного и однофазного к. з. на шинах системы без учета подпитки со стороны линии.

Трансформаторы или автотрансформаторы в схемах прямой последовательности заменяются Т-образной схемой (рис. 19-3, *а*) или звездой (рис. 19-3, *б*), на которых $x_{\text{нн}}$, $x_{\text{сн}}$, $x_{\text{вн}}$ — реактивные сопротивления низшего, среднего и высшего напряжения, а x_{μ} — реактивное сопротивление ветви намагничивания; эту ветвь схемы обычно называют магнитным шунтом. Магнитный шунт имеет нелинейную вольт-амперную характеристику, соответствующую характеристике намагничивания реального трансформатора.

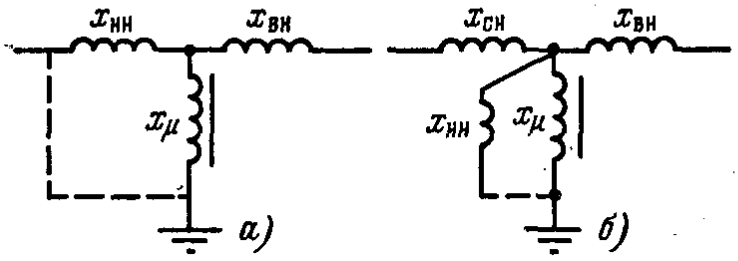


Рис. 19-3. Схемы замещения двухобмоточных трансформаторов или автотрансформаторов.

В схеме нулевой последовательности обмотка низшего напряжения показана замкнутой на землю (пунктир), поскольку она соединена в треугольник, т. е. представляет собой короткозамкнутую цепь для токов нулевой последовательности.

Особенности схем электропередач СВН. Электропередачи СВН большой длины отличаются от электропередач 220 кВ и ниже наличием так называемых компенсирующих устройств — параллельно включенных реакторов и последовательно включенных конденсаторных батарей.

Реакторы служат для компенсации значительного емкостного тока линии. Индуктивное сопротивление реактора $x_{\text{р}}$ и его мощность $Q_{\text{р}}$ связаны соотношением $Q_{\text{р}}=U^2/x_{\text{р}}$.

Мощность реактора, отн. ед.,

$$q=\frac{Q_{\text{р}}}{P_{\text{нат}}}=\frac{U^2}{x_{\text{р}}}:\frac{U^2}{z_{c}}=\frac{z_{c}}{x_{\text{р}}}. \qquad (19\text{-}13)$$

Для компенсации индуктивного сопротивления линии и повышения ее пропускной способности может применяться так называемая продольная компенсация, т. е. последовательное включение в одной или нескольких точках линии батарей конденсаторов с реактивным сопротивлением x_C. Отношение x_C к индуктивному сопротивлению линии $\omega L'l$ называется степенью компенсации. Для перехода к относительным единицам введем параметр

$$q_C = x_C/z_c. \tag{19-14}$$

Тогда степень компенсации

$$K_C = \frac{x_C}{\omega L'l} = \frac{x_C}{z_c}\frac{z_c}{\omega L'l} = \frac{q_C}{\beta l}. \tag{19-14а}$$

На рис. 19-4 изображена одна из возможных схем дальней электропередачи. Линия выполнена двухцепной в целях повышения надежности и разделена на участки с помощью переключательных

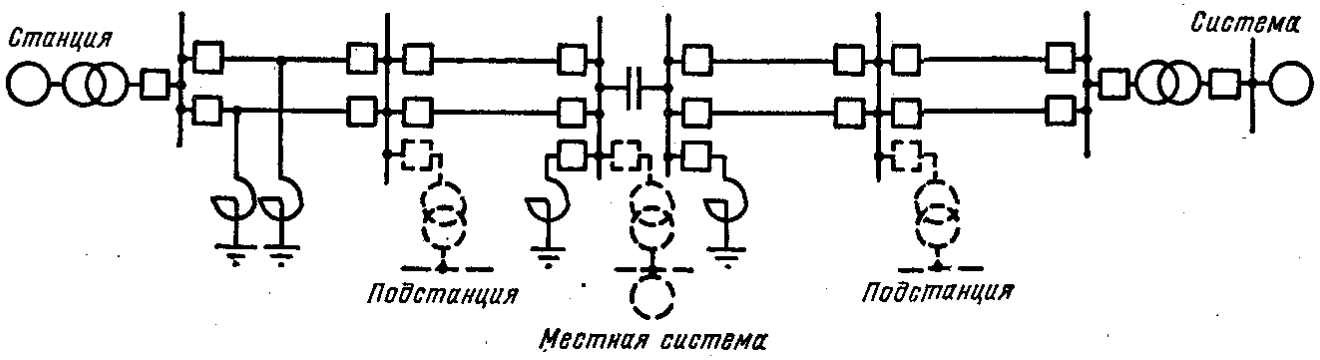


Рис. 19-4. Схема электропередачи СВН на первоначальном и окончательном (пунктир) этапах развития.

пунктов. На первом этапе развития электропередача не имеет связей с местными системами и отборов мощности в промежуточных точках. В дальнейшем на базе переключательных пунктов создаются подстанции, которые могут быть связаны с местными системами непосредственно или с помощью линий 110—220—330 кВ (пунктир на рис. 19-4).

Различные схемы дальних электропередач представляют собой частные случаи схемы на рис. 19-4 (например, продольная компенсация может отсутствовать, линия выполняется одноцепной).

Значительные повышения напряжения, как было указано выше, возникают при разрывах передачи. В двухцепной линии с переключательными пунктами послеаварийные разрывы передачи очень редки, так как при отключении к. з. на одном участке вторая параллельная цепь продолжает работать. Однако возможность разрыва передачи не исключается полностью (в частности, это возможно, когда вторая цепь может быть временно выведена в ремонт), и с такими случаями надо считаться. Кроме того, холостые режимы работы линии неизбежны при плановом включении линии в режиме синхронизации.

Повышения напряжения уменьшаются с увеличением мощности станции или приемной системы, к которой присоединена разомкнутая линия, а также с появлением промежуточных систем, так как потенциалы на шинах и в промежуточных точках длинной линии оказываются «привязанными» к э. д. с. источника, т. е. мощные местные системы играют роль стабилизаторов напряжения.

Наибольшие перенапряжения могут возникать в пусковых режимах по следующим причинам:

в эксплуатацию вначале вводится одна линия;

включается неполное число агрегатов, т. е. мощность станции мала;

местные системы, а также потребители, на первом этапе могут отсутствовать.

Поэтому основное внимание при исследовании внутренних перенапряжений должно быть уделено пусковым режимам, когда максимальные значения перенапряжений и вероятность их возникновения могут быть наибольшими. Однако при весьма высоких номинальных напряжениях (750, 1150 кВ) с относительно низкими допустимыми кратностями перенапряжений (2,1—1,8) опасные повышения напряжения могут возникать и при полном развитии систем.

ГЛАВА ДВАДЦАТАЯ

ПОВЫШЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ, ОБУСЛОВЛЕННЫЕ ЕМКОСТНЫМ ЭФФЕКТОМ

20-1. ОСНОВНЫЕ ФОРМУЛЫ ДЛИННЫХ ЛИНИЙ. РАСЧЕТ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ПРОСТЕЙШЕЙ СХЕМЕ

Любая схема электропередачи содержит три основных элемента: генератор или систему, трансформатор, линию. Несмотря на внешнюю простоту этой схемы, ее анализ достаточно сложен благодаря наличию двух нелинейных элементов — индуктивности намагничивания трансформатора и коронирующей линии. Для того чтобы более четко представить себе влияние отдельных факторов на перенапряжения, рассмотрим вначале еще более простую схему замещения (рис. 20-1, *а*), в которой отсутствует магнитный шунт трансформатора. Напряжения в начале и в конце линии могут быть подсчитаны по известным формулам:

$$\left.\begin{aligned} \dot{U}(0) &= \dot{U}(l)\,\mathrm{ch}\,\dot{\gamma}l + \dot{I}(l)\,Z_c\,\mathrm{sh}\,\dot{\gamma}l; \\ \dot{I}(0) &= \frac{\dot{U}(l)}{Z_c}\,\mathrm{sh}\,\dot{\gamma}l + \dot{I}(l)\,\mathrm{ch}\,\dot{\gamma}l, \end{aligned}\right\} \qquad (20\text{-}1)$$

где $\dot{\gamma}$ — постоянная распространения. При отсутствии или неучете короны

$$\dot{\gamma} = \sqrt{(r' + j\omega L')\,j\omega C'} = j\omega\sqrt{L'C'}\,\sqrt{1 + r'/j\omega L'},$$

где ω — частота источника; r', L', C' — параметры на 1 км линии.

Учитывая, что линии высокого напряжения имеют большую добротность, это выражение можно упростить, применив приближенное извлечение корня:

$$\dot{\gamma} = j\omega\sqrt{L'C'}\left(1+\frac{r'}{j2\omega L'}\right) = \frac{r'}{2\sqrt{L'/C'}} + j\omega\sqrt{L'C'} = \alpha + j\beta, \qquad (20\text{-}2)$$

где α — коэффициент затухания; $\beta = \omega/v = 1{,}05 \times 10^{-3}$ рад/км

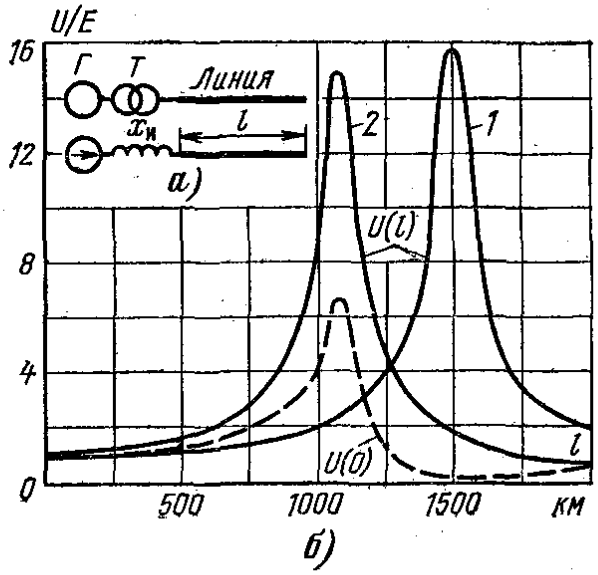


Рис. 20-1. Простейшая схема замещения для расчета перенапряжений в длинной линии, разомкнутой на конце (*а*), и резонансные кривые (*б*).

1 — $x_и = 0$; *2* — $x_и = 0{,}5\ z_c$; добротность линии и источника $Q = 12{,}5$.

или 0,06°/км — коэффициент изменения фазы; Z_c — волновое сопротивление линии, определенное по формуле

$$Z_c = \sqrt{\frac{r'+j\omega L'}{j\omega C'}} = \sqrt{L'/C'}\,(1 + r'/j2\omega L') = z_c\left(1 - j\frac{\alpha}{\beta}\right). \qquad (20\text{-}3)$$

Если схема далека от резонансных условий, то активными потерями можно пренебречь; тогда $\alpha = 0$, $\dot{\gamma} = j\beta l$ и уравнения (20-3) принимают вид:

$$\left.\begin{aligned} \dot{U}(0) &= \dot{U}(l)\cos\beta l + j\dot{I}(l)\,z_c \sin\beta l; \\ \dot{I}(0) &= j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}\sin\beta l + \dot{I}(l)\cos\beta l. \end{aligned}\right\} \qquad (20\text{-}4)$$

Рассмотрим линию, разомкнутую на конце ($\dot{I}(l) = 0$). Отношение напряжения в конце линии к напряжению в начале линии называется коэффициентом передачи K:

$$K = \frac{U(l)}{U(0)} = \frac{1}{\operatorname{ch}\dot{\gamma}l} = \frac{1}{\operatorname{ch}\alpha l\cos\beta l + j\operatorname{sh}\alpha l\sin\beta l}.$$

Поскольку $\alpha l \ll 1$, $\operatorname{ch}\alpha l \approx 1$ и $\operatorname{sh}\alpha l \approx \alpha l$,

$$K = \frac{1}{\cos\beta l + j\frac{\alpha}{\beta}\beta l\sin\beta l}. \qquad (20\text{-}5)$$

С помощью (20-5) на рис. 20-1, *б* построена зависимость $U(l)$ от l (или βl) с учетом того, что $U(0) = E = 1$. Кривая имеет ярко выраженный резонансный характер. Резонанс наступает при $\beta l =$

$= \pi/2$, т. е. при $l = 1500$ км, если $f = 50$ Гц. Линия такой длины имеет период собственных колебаний

$$T_1 = 2\pi/\omega_1 = 4l/v = 4\sqrt{L'C'}\,l = 4\beta l/\omega = 4\frac{\pi}{2}/\omega = 2\pi/\omega$$

и частоту собственных колебаний, равную частоте источника ω. Напряжение при резонансе определяется путем подстановки в (20-5) $\beta l = \pi/2$:

$$U(l) = \frac{U(0)}{\frac{\pi}{2}\frac{\alpha}{\beta}} = \frac{2}{\pi}\frac{U(0)}{\frac{r'}{2\sqrt{L'/C'}}\frac{1}{\omega\sqrt{L'C'}}} = \frac{4}{\pi}\frac{\omega L' U(0)}{r'} = \frac{4}{\pi}QU(0). \quad (20\text{-}6)$$

Перейдем к определению напряжений в начале и в конце разомкнутой линии, присоединенной к источнику конечной мощности с реактивным сопротивлением $x_и = \omega L_и$. Предварительно введем понятие входного сопротивления линии $Z_{вх} = \dot{U}(0)/I(0)$. Входное сопротивление разомкнутой линии (без учета потерь)

$$Z_{вх} = \frac{\dot{U}(l)\cos\beta l}{j\dot{U}(l)\sin\beta l/z_c} = -jz_c\operatorname{ctg}\beta l. \quad (20\text{-}7)$$

При $\beta l < 0{,}5\pi$ ($l < 1500$ км при промышленной частоте) входное сопротивление линии носит емкостный характер. Для небольших длин, характерных для номинальных напряжений до 220 кВ, от использования тригонометрических функций в (20-7) можно отказаться. Например, при $l = 100$ км $\beta l = 0{,}105$ рад (6°), $\cos\beta l \approx \approx 1$, $\sin\beta l \approx \beta l$ и

$$Z_{вх} = -jz_c/\beta l = -j\sqrt{\frac{L'}{C'}}\frac{1}{\omega\sqrt{L'C'}\,l} = -j\frac{1}{\omega C' l},$$

т. е. разомкнутая линия заменяется сосредоточенной емкостью. При длинах около 200—300 км следует принять приближенное выражение $\cos\beta l = 1 - (\beta l)^2/2$; тогда

$$Z_{вх} = -jz_c\frac{1-(\beta l)^2/2}{\beta l} = -j\frac{1}{\omega C' l} + j\frac{\omega L' l}{2}.$$

Нетрудно видеть, что это соотношение соответствует схеме замещения, в которой емкость $C'l$ включена последовательно с индуктивностью половины линии $L'l/2$. С увеличением длины погрешность от такой замены возрастает и следует пользоваться формулами длинных линий. Однако мы будем иногда обращаться к упрощенной схеме колебательного контура, так как она дает простое физическое истолкование явлениям, которые будут рассматриваться в дальнейшем.

Напряжение в начале линии, присоединенной к источнику через сопротивление $x_и$, может быть определено как

$$\dot{U}(0) = E\frac{-jx_{вх}}{jx_и - jx_{вх}} = E\frac{x_{вх}}{x_{вх} - x_и}. \quad (20\text{-}8)$$

Напряжение в конце линии равно:

$$\dot{U}(l) = K\dot{U}(0). \qquad (20\text{-}9)$$

На рис. 20-1, *б* построены зависимости $U(0)$ и $U(l)$ от l (или βl) при $x_и = 0{,}5z_c$. Напряжение в точке резонанса подсчитывается по более сложным формулам, чем (20-6) и (20-8), куда входят добротность линии и добротность источника. Точка резонанса сдвинута по отношению к соответствующей точке при $x_и = 0$ в сторону меньших длин, так как к индуктивности линии добавляется индуктивность источника. Аналогичные резонансные кривые могут быть построены при постоянной длине и переменной индуктивности источника, что соответствует изменению числа включенных блоков на станции. Формулы (20-8) и (20-9) и кривые рис. 20-1, *б* показывают, что в разомкнутой линии большой длины, присоединенной к источнику ограниченной мощности, возможны повышения напряжения из-за прохождения емкостного тока линии через индуктивность источника ($U(0) > E$) и индуктивность линии ($U(l) > U(0)$). Этот эффект, названный емкостным эффектом, особенно проявляется в линиях СВН большой длины. Резонанс является частным случаем проявления емкостного эффекта. Он наступает при $x_{вх} = x_и$, т. е. в том случае, когда входное сопротивление линии, носящее емкостный характер, равно индуктивному сопротивлению источника, что эквивалентно равенству частоты собственных колебаний схемы и частоты источника.

Приведенные формулы и кривые подчеркивают колебательные свойства схем, содержащих длинные линии, но не отражают поведения реальных электропередач. На практике перенапряжения ограничиваются вследствие возникновения короны, наличия компенсирующих устройств, насыщения трансформаторов. Однако резонансные кривые имеют практическое значение: они могут быть получены при определении частотных характеристик реальных линий, которые снимаются при пониженном напряжении с целью определения параметров передачи. В этом случае $l = \text{const}$, но изменяется частота источника $\left(\beta l = \omega \sqrt{L'C'}\, l = \text{var}\right)$. Кроме того, построение резонансных кривых используется при настройке и проверке вычислительных машин или физических моделей для исследования внутренних перенапряжений.

20-2. ВЛИЯНИЕ КОРОНЫ НА ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ

Возникновение короны на линиях вызывает увеличение емкости линии на 10—20% и возрастание потерь в несколько раз по сравнению с потерями в активном сопротивлении проводов. Схема замещения коронирующей линии содержит, помимо L' и C', дополнительные нелинейные элементы — емкость $\Delta C'$ и активную проводимость g'. Величины $\Delta C'$ и g' могут быть определены, если известна характеристика потерь мощности на корону $P = f_1(U)$

и угол сдвига первой гармоники коронного тока относительно напряжения $\varphi_1 = f_2(U)$. По данным гл. 3

$$g' = P/U^2 = b_р (U - U_к)/U = b_р (1 - U_к/U); \qquad (20\text{-}10)$$

$$\omega \Delta C' = g' \operatorname{tg} \varphi_1 = b_р (U/U_к - 1), \qquad (20\text{-}11)$$

где

$$b_р = \omega C' \frac{0{,}7}{(C'_э/C') - 1}; \qquad (20\text{-}12)$$

$U_к$ — критическое напряжение короны; $C'_э$ — так называемая эквивалентная емкость объемного заряда, которая меняется в пределах $(2 \div 3)\ C'$.

Кривые $g'/b_р = f_1 (U/U_к)$ и $\omega \Delta C'/b_р = f_2 (U/U_к)$ построены на рис. 20-2.

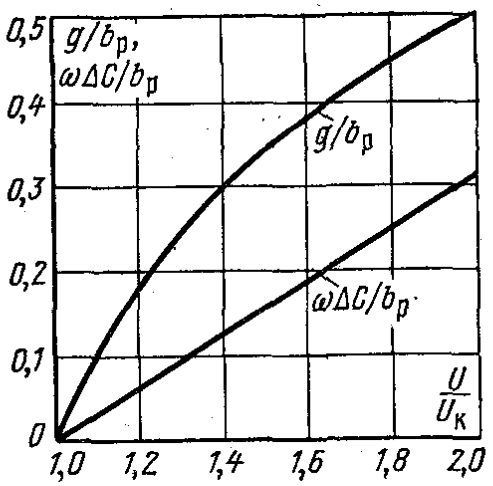


Рис. 20-2. Характеристики коронирующей линии.

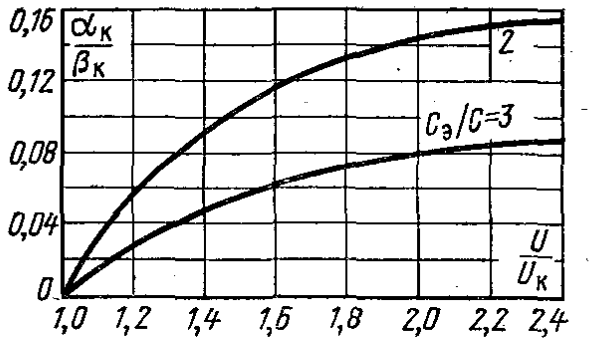


Рис. 20-3. Зависимости $\alpha_к/\beta_к = f(U/U_к)$ для коронирующей линии.

В линиях относительно небольшой длины (до 500 км), у которых напряжение вдоль линии изменяется сравнительно мало, g' и $\Delta C'$ могут быть приняты одинаковыми во всех точках линии, т. е. коронирующая линия может быть представлена как линия с постоянными, не зависящими от рассматриваемой точки активной проводимостью и емкостью. Для такой линии

$$\dot{\gamma}_к = \sqrt{(r' + j\omega L')\,[g' + j\omega (C' + \Delta C')]} = j\omega \sqrt{L' (C' + \Delta C')} \times$$
$$\times \sqrt{\left(1 + \frac{r'}{j\omega L'}\right)\left[1 + \frac{g'}{j\omega (C' + \Delta C')}\right]} \approx \alpha \frac{\beta_к}{\beta} + \alpha_к + j\beta_к, \qquad (20\text{-}13)$$

где $\beta_к$ — коэффициент измерения фазы в коронирующей линии:

$$\beta_к = \beta \sqrt{1 + \Delta C'/C'} \approx \beta (1 + \Delta C'/2C'); \qquad (20\text{-}13а)$$

$\alpha_к$ — дополнительное затухание, вносимое коронированием. При этом

$$\alpha_к/\beta_к = g'/[2\omega (C' + \Delta C')]. \qquad (20\text{-}13б)$$

Зависимость $\alpha_к/\beta_к = f(U/U_к)$ приведена на рис. 20-3.

Теоретический анализ показывает, что для линий большой длины можно принять g', $\Delta C'$ и $\alpha_к/\beta_к$ одинаковыми для всех точек линии, но находить их по некоторому эквивалентному расчетному напряжению $U_э = kU(l)$, которое определяется по правилу моментов:

$$U_э = kU(l) = \frac{\int_0^l U(x)\, x\, dx}{\int_0^l x\, dx} = U(l)\,\frac{\int_0^l \cos\beta_к(l-x)\, x\, dx}{l^2/2} =$$

$$= U(l)\,\frac{1-\cos\beta_к l}{(\beta_к l)^2/2} = U(l)\left[\frac{\sin(\beta_к l/2)}{\beta_к l/2}\right]^2. \qquad (20\text{-}14)$$

При $\beta_к l = \pi/4$ $k = 0{,}95$, а при $\beta_к l = \pi/2$ $k = 0{,}81$.

То обстоятельство, что параметры коронирующей линии определяются средним моментом напряжения, а не средним напряжением, имеет физическое объяснение. Чем ближе к концу линии расположен элемент dx, тем больше напряжение на нем, а следовательно, проводимость g'_x, т. е. элементы с наибольшей активной проводимостью сосредоточены в конце линии. Каждый коронирующий элемент dx создает активный ток $dI = g'_x U(x)\, dx$, который протекает через участок линии длиной x, вызывая соответствующее падение напряжения; очевидно, оно зависит не только от проводимости элемента, но и от расстояния x, т. е. тоже возрастает по мере увеличения x.

При резонансе, который соответствует $\beta_к l = \pi/2$, т. е. $l < 1500$ км,

$$U(l) = \frac{E}{\left(\frac{\alpha}{\beta} + \frac{\alpha_к}{\beta_к}\right)\frac{\pi}{2}} = \frac{2}{\pi}\,\frac{E}{\frac{\alpha}{\beta} + \frac{\alpha_к}{\beta_к}}. \qquad (20\text{-}15)$$

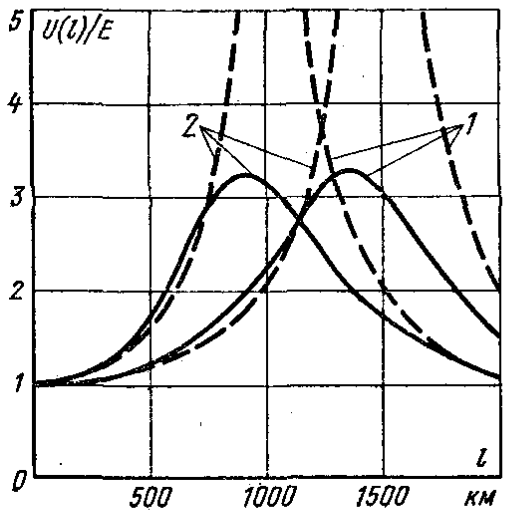


Рис. 20-4. Резонансные кривые при наличии короны (———) и при отсутствии короны (– – –). $1 - x_и = 0$; $2 - x_и = 0{,}5\ z_c$; $U_к = 1{,}1 U_ф$; $C'_э/C' = 2$.

Поскольку параметр $\alpha_к/\beta_к$ зависит от $U/U_к = kU(l)/U_к$, то $U(l)$ находится путем совместного графического решения двух уравнений: (20-15) и уравнения $\alpha_к/\beta_к = f(U/U_к)$, заданного графически на рис. 20-3. Аналогичным образом, но по несколько более сложным формулам можно найти напряжения и в нерезонансной области. Результаты такого решения с последующей проверкой на модели даны на рис. 20-4. Резонансные кривые получаются значительно менее острыми, чем при отсутствии короны; их максимумы несколько превышают $3E = 3U_ф$ и смещены в стороны меньших длин из-за влияния дополнительной емкости. Этот же емкостный эффект короны является причиной незначительного повышения напряжения в дорезонансной области.

Хотя в резонансной области влияние короны весьма велико, она не может ограничить перенапряжения до значений, безопасных для изоляции. В дорезонансной области влияние короны несущественно, даже при напряжениях, приближающихся к уровню изоляции линии.

20-3. ВЛИЯНИЕ КОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ НА ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ

Влияние реакторов. Установка реакторов в дальних электропередачах преследует следующие цели:

регулирование потоков реактивной мощности в режиме минимальных нагрузок и ограничение напряжений до величины, не превышающей $1{,}05U_{\text{ф}}$;

ограничение напряжения на разомкнутом конце линии в режиме синхронизации (до $1{,}15U_{\text{ф}}$ для установок 500 кВ и до $1{,}10U_{\text{ф}}$ для установок 750 кВ в течение 1 ч);

ограничение перенапряжений в послеаварийном режиме одностороннего питания линии до величин, безопасных для изоляции и обеспечивающих гашение дуги в разрядниках (до $1{,}8U_{\text{ф}}$ для установок 500 кВ, $1{,}4U_{\text{ф}}$ для установок 750 кВ).

Напомним вкратце основные соображения по выбору реакторов, исходя из условий рабочего режима. Используем (20-4) для определения передаваемой активной и реактивной мощности. Примем, что напряжение $U(l)$ на шинах приемной системы совпадает с действительной осью и равно $U_{\text{ф}}$, а напряжение $\dot{U}(0)$ также равно $U_{\text{ф}}$, но опережает напряжение в конце линии на угол θ, т. е. $\dot{U}(0) = U_{\text{ф}}\cos\theta + jU_{\text{ф}}\sin\theta$. Ток в конце линии

$$\dot{I}(l) = \frac{\dot{U}(0) - \dot{U}(l)\cos\beta l}{j\sin\beta l} = \frac{U_{\text{ф}}}{z_c}\frac{\cos\theta - \cos\beta l + j\sin\theta}{j\sin\beta l} = \\ = \frac{U_{\text{ф}}}{z_c}\left[\frac{\sin\theta}{\sin\beta l} - j\frac{\cos\theta - \cos\beta l}{\sin\beta l}\right]. \qquad (20\text{-}16)$$

Изменением угла θ регулируется величина передаваемого активного тока и мощности. При $\theta = \beta l$ $I(l) = U_{\text{ф}}/z_c$ реактивный ток равен нулю, а передаваемая мощность равна натуральной. Модули напряжений в любой точке линии равны между собой. В этих условиях присоединения реакторов не требуется.

При передаче мощности меньше натуральной угол между векторами напряжений уменьшается по сравнению с ее волновой длиной и возникает реактивный ток, что отражено во второй части (20-16). В результате прохождения реактивного тока напряжение вдоль линии изменяется, достигая максимального значения в ее середине. В предельном случае, когда передача активной мощности отсутствует, $\theta = 0$. На основании (20-16) при этом имеем:

$$\dot{I}(l) = -j\frac{U_{\text{ф}}}{z_c}\frac{1-\cos\beta l}{\cos\beta l} = -j\frac{U_{\text{ф}}}{z_c}\operatorname{tg}\frac{\beta l}{2} = \frac{U_{\text{ф}}}{jz_c\operatorname{ctg}\frac{\beta l}{2}}. \qquad (20\text{-}17)$$

Такой же ток обратного знака протекает в начале линии, т. е. от концов линии к ее середине протекают такие же емкостные токи, как в разомкнутой линии половинной длины. Следовательно, напряжение в середине линии, по которой не передается активная мощность, равно напряжению в конце линии длиной $l/2$:

$$U(l/2) = U(0)/\cos\frac{\beta l}{2} = U_{\Phi}/\cos\frac{\beta l}{2}. \qquad (20\text{-}17а)$$

Например, в линии длиной $l = 1000$ км ($\beta l = 1{,}05$ рад $= 60°$) напряжение в середине линии в соответствии с (20-17а) повышается на 16%, а от концов линии к ее середине проходят емкостные токи $0{,}58U_{\Phi}/z_c$. При нагрузке до $0{,}5P_{\text{нат}}$ повышение напряжения и емкостные токи уменьшаются незначительно. Для частичной компенсации емкостного тока и ограничения напряжения в середине линии к ней подключаются реакторы, получившие название реакторов поперечной компенсации или шунтирующих реакторов.

Потребление недогруженной линией емкостного тока или связанной с ним зарядной мощности эквивалентно стоку реактивной мощности в прилегающие системы. Сток реактивной мощности в приемную систему является полезным, так как система наряду с активной потребляет и некоторую реактивную мощность. Наличие емкостного тока в начале линии, который может протекать через обмотки генераторов станции, является нежелательным, так как работа генераторов становится менее устойчивой. Поэтому у шин ВН станции или отправной системы всегда ставится реактор, обычно неотключаемый; реактор у шин приемной системы, как правило, по условиям нормальной работы не нужен. В линиях относительно небольшой длины (до 400—500 км), где перепад напряжения вдоль линии невелик, можно ограничиться установкой реакторов у шин станции. В линиях большой длины в начале линии сосредоточено 20—40% всей установленной мощности реакторов. Остальные реакторы устанавливаются в одной или нескольких точках линии на переключательных пунктах или подстанциях, причем в режиме полных нагрузок эти реакторы полностью или частично отключаются.

Рассмотрим роль реакторов в режиме односторонне включенной линии, который может возникнуть как вследствие аварийного разрыва, так и при плановом включении линии, в частности в режиме синхронизации. Разница между послеаварийным режимом и режимом синхронизации заключается в том, что последний происходит в заранее подготовленных условиях, обеспечивающих ограничение напряжения (уменьшение возбуждения генераторов, установление минимальных коэффициентов трансформации, включение всех реакторов, выбор наиболее благоприятного места синхронизации), в то время как в послеаварийном режиме, которому предшествовал режим полных нагрузок, реакторы могут быть отключены, а возбуждение генераторов (расчетная э. д. с. источника) или напряжение в системе могут иметь наибольшие значения.

Ограничение напряжений в разомкнутой линии зависит не только от мощности, но и от места установки реакторов. Для того чтобы более четко выявить роль местоположения реакторов, рассмотрим сначала предельные случаи включения реакторов в начале, конце и середине линии. При этом концом мы будем называть место разрыва, а началом — место подключения линии к шинам, независимо от того, принадлежат ли они приемной или отправной системе (станции). Напряжения в линии с реакторами могут быть найдены с помощью (20-8) и (20-9), т. е. нужно в первую очередь определить входное сопротивление и коэффициент передачи при наличии реакторов.

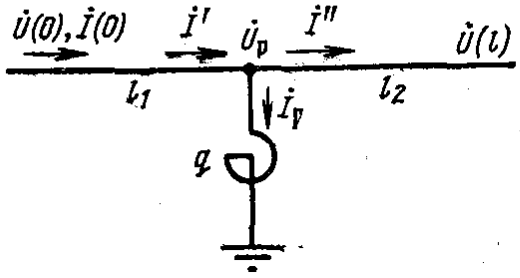


Рис. 20-5. Схема с реактором в промежуточной точке линии.

Рассмотрим включение реактора в произвольной точке линии (рис. 20-5); на основании (20-4) получим следующие уравнения:

напряжение на реакторе

$$\dot{U}_p = \dot{U}(l)\cos\beta l_2;$$

ток в начале участка l_2

$$\dot{I}'' = j\frac{U(l)}{z_c}\sin\beta l_2;$$

ток через реактор

$$\dot{I}_p = \frac{\dot{U}_p}{jx_p} = \frac{\dot{U}(l)\cos\beta l_2}{jx_p} = -j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}q\cos\beta l_2;$$

ток в конце участка l_1

$$\dot{I}' = \dot{I}'' + \dot{I}_p = j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}(\sin\beta l_2 - q\cos\beta l_2);$$

напряжение и ток в начале линии

$$\dot{U}(0) = \dot{U}_p\cos\beta l_1 + j\dot{I}' z_c \sin\beta l_1 =$$
$$= \dot{U}(l)\cos\beta l_1\cos\beta l_2 - \dot{U}(l)[\sin\beta l_2 - q\cos\beta l_2]\sin\beta l_1 =$$
$$= \dot{U}(l)[\cos\beta l - q\sin\beta l_1\cos\beta l_2]; \qquad (20\text{-}18)$$

$$\dot{I}(0) = j\frac{\dot{U}_p}{z_c}\sin\beta l_1 + I'\cos\beta l_1 = j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}\sin\beta l_1\cos\beta l_2 +$$
$$+ j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}[\sin\beta l_2 - q\cos\beta l_2]\cos\beta l_1 =$$
$$= j\frac{\dot{U}(l)}{z_c}(\sin\beta l - q\cos\beta l_1\cos\beta l_2). \qquad (20\text{-}18а)$$

Ниже приведены значения $K = U(l)/U(0)$ и $Z_{вх} = U(0)/I(0)$ для частных случаев установки реактора.

Реактор в начале линии не влияет на характер распределения напряжения вдоль линии и коэффициент передачи, но увеличивает входное сопротивление линии, так как частично компенсирует ем-

Характеристика	Место установки реактора		
	Начало $l_1=0 \quad l_2=l$	Конец $l_1=l \quad l_2=0$	Середина $l_1=l_2=l/2$
$K=U(l)/U(0)$	$\dfrac{1}{\cos\beta l}$ (20-19)	$\dfrac{1}{\cos\beta l\,(1+q\operatorname{tg}\beta l)}$ (20-20)	$\dfrac{1}{\cos\beta l\left(1+\dfrac{q}{2}\operatorname{tg}\beta l\right)}$ (20-21)
$Z_{вх}/(-jz_c\operatorname{ctg}\beta l)$	$\dfrac{1}{1-q\operatorname{ctg}\beta l}$ (20-19а)	$\dfrac{1+q\operatorname{tg}\beta l}{1-q\operatorname{ctg}\beta l}$ (20-20а)	$\dfrac{1+\dfrac{q}{2}\operatorname{tg}\beta l}{1-\dfrac{q}{2}\operatorname{ctg}\dfrac{\beta l}{2}}$ (20-21а)

костный ток линии, проходящий через индуктивность источника. Для полной компенсации емкостного тока [знаменатель дроби в (20-19а) обращается в нуль] требуется мощность $q = \operatorname{tg}\beta l$, которая для линий длиной свыше 750 км превосходит натуральную.

Реактор в конце линии уменьшает коэффициент передачи (20-20). Преобразуем эту формулу, обозначив

$$1/q = x_р/z_c = \operatorname{tg}\varphi_э. \qquad (20\text{-}22)$$

Тогда

$$K = \frac{1}{\cos\beta l + \operatorname{ctg}\varphi_э \sin\beta l} = \frac{\sin\varphi_э}{\sin(\beta l+\varphi_э)}. \qquad (20\text{-}22а)$$

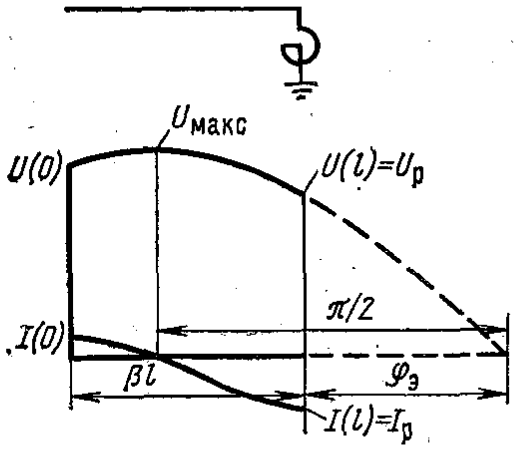


Рис. 20-6. Распределение напряжения (*1*) и тока (*2*) вдоль односторонне включенной линии с реактором в конце.

Выражениям (20-22) и (20-22а) может быть приписан простой физический смысл, если учесть, что входное сопротивление короткозамкнутой линии с волновой длиной $\varphi_э$ равно $jz_c \operatorname{tg}\varphi_э$. Таким образом, реактор может быть представлен как короткозамкнутая линия с входным сопротивлением $x_р$ и волновой длиной $\varphi_э$, а вся линия с реактором на конце как короткозамкнутая линия с волновой длиной $(\beta l + \varphi_э)$. Это позволяет найти распределение напряжения $U(x)$ вдоль линии (рис. 20-6):

$$U(x) = U(0)\frac{\sin[\beta(l-x)+\varphi_э]}{\sin(\beta l+\varphi_э)}. \qquad (20\text{-}22б)$$

В частности, максимум напряжения соответствует точке, для которой

$$\left.\begin{aligned} &\sin[\beta(l-x)+\varphi_э]=1; \quad \beta(l-x)=\frac{\pi}{2}-\varphi_э; \\ &U_{макс}=\frac{U(0)}{\sin(\beta l+\varphi_э)}. \end{aligned}\right\} \qquad (20\text{-}22в)$$

Учитывая (20-22), (20-22а) и (20-22б), получаем:

$$U_{\text{макс}} = U(l)/\sin\varphi_э = U(l)\sqrt{1+\operatorname{ctg}^2\varphi_э} = U(l)\sqrt{1+q^2}. \quad (20\text{-}22г)$$

На рис. 20-6 приведена также кривая распределения тока, проходящего вдоль линии. Повышение напряжения на начальном участке линии свидетельствует о том, что по линии проходит емкостный ток, который падает до нуля в точке, соответствующей максимуму напряжения; далее ток меняет свой характер на индуктивный, что вызывает падение напряжения вдоль линии.

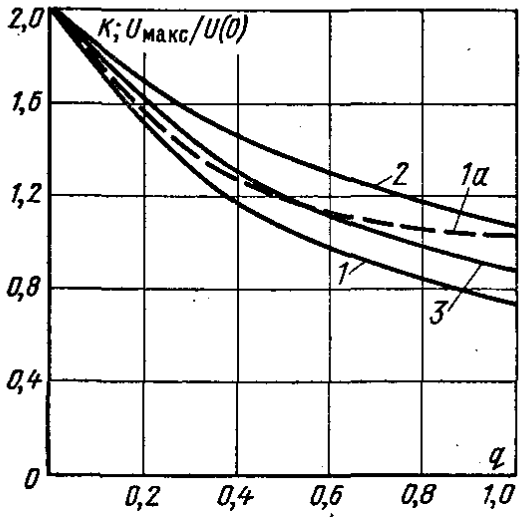


Рис. 20-7. Зависимости коэффициента передачи K и $U_{\text{макс}}/U(0)$ от мощности реакторов при длине линии 1000 км.

1 — реактор в конце линии; *1а* — $\frac{U_{\text{макс}}}{U(0)}$; *2* — реактор в середине линии; *3* — реакторы в середине $(2/3\,q)$ и в конце $(1/3\,q)$ линии.

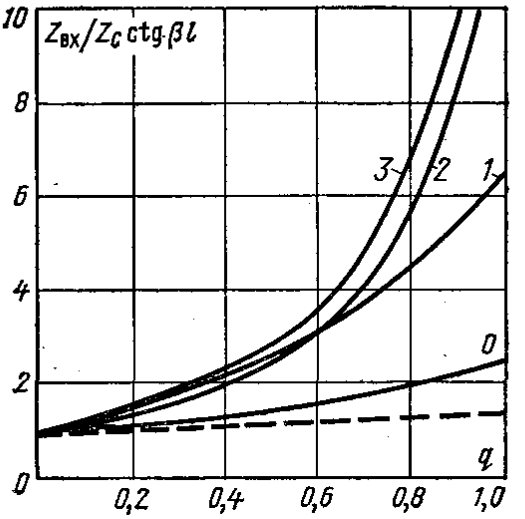


Рис. 20-8. Зависимости входного сопротивления линии 1000 км от мощности реакторов и УПК.

0 — реактор в начале линии; *1* — реактор в конце линии; *2* — реактор в середине линии; *3* — реакторы в середине $(2/3q)$ и в конце $(1/3q)$ линии; — — — — УПК при $q_C = q$ в середине линии.

На рис. 20-7 приведены зависимости $K = U(l)/U(0)$ и $U_{\text{макс}}/U(0)$ (пунктирная кривая) от мощности реактора q, а на рис. 20-8 — зависимости входного сопротивления линии 1000 км от q при установке реакторов в конце и начале линии (кривые *1*, *0*).

Входное сопротивление линии с реактором в конце больше, чем при установке реактора в начале линии, хотя условие полной компенсации емкостного тока достигается при одной и той же мощности.

По (20-22а) можно найти мощность реактора, при которой напряжения в начале и в конце линии равны между собой ($K = 1$):

$$\sin\varphi_э = \sin(\beta l + \varphi_э).$$

Это равенство удовлетворяется при $\beta l + \varphi_э = \pi - \varphi_э$, откуда

$$\varphi_э = 0{,}5\pi - 0{,}5\beta l; \quad q = 1/\operatorname{tg}\varphi_э = \operatorname{ctg}\varphi_э = \operatorname{tg}\frac{\beta l}{2}. \quad (20\text{-}23)$$

В этом случае входное сопротивление линии

$$Z_{\text{вх}} = jz_c \operatorname{tg}(\beta l + 0{,}5\pi - 0{,}5\beta l) = -jz_c \operatorname{ctg}\frac{\beta l}{2}. \quad (20\text{-}23а)$$

Для полной компенсации емкостного тока в начале линии нужно включить реактор с мощностью

$$q = z_c/x_p = z_c/\left(z_c \operatorname{ctg}\frac{\beta l}{2}\right) = \operatorname{tg}\frac{\beta l}{2}. \qquad (20\text{-}24)$$

Реактор в середине линии снижает коэффициент передачи меньше, чем реактор в конце линии (20-21а). Для того чтобы построить распределение напряжения вдоль линии, надо найти входное сопротивление участка l_2 вместе с реактором, используя (20-19а)

$$Z_{вх2} = -jz_c \frac{\operatorname{ctg}\frac{\beta l}{2}}{1 - q\operatorname{ctg}\frac{\beta l}{2}} = \pm jx_{вх2}. \qquad (20\text{-}25)$$

В зависимости от знака входного сопротивления оно может быть представлено как входное сопротивление эквивалентной короткозамкнутой или разомкнутой линии, как это показано на рис. 20-9:

$$\varphi_э = \operatorname{arctg}\frac{x_{вх2}}{z_c} \text{ или } \varphi_э = \operatorname{arcctg}\frac{x_{вх2}}{z_c}.$$

Распределение напряжения вдоль короткозамкнутой или разомкнутой линии с волновой длиной $(0{,}5\beta l + \varphi_э)$ подчиняется синусоидальному или косинусоидальному закону. Кривые напряжений и токов в обоих случаях даны на рис. 20-9, *а* и *б*.

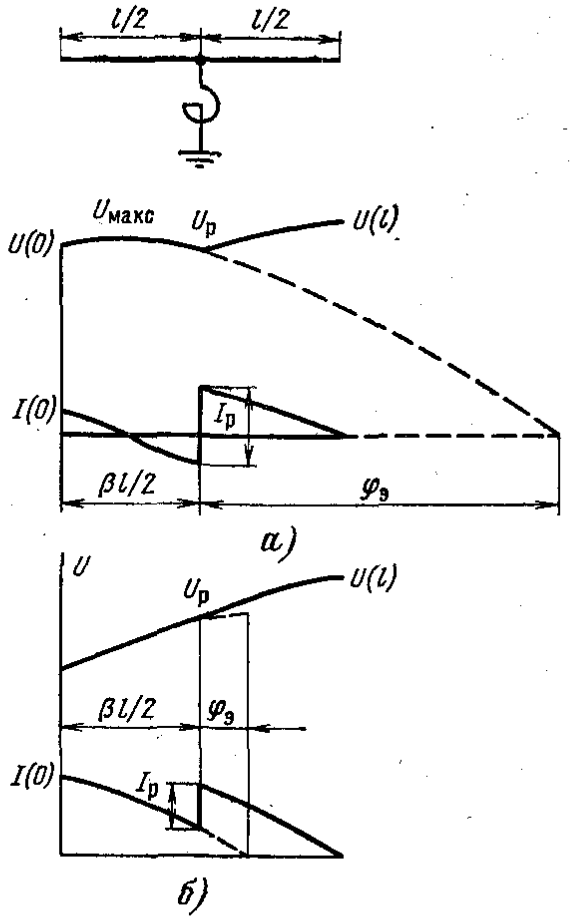


Рис. 20-9. Распределение напряжения и тока в односторонне включенной линии с реактором в середине.

а и *б* — различные степени компенсации.

На рис. 20-7, 20-8 приведены кривые зависимости коэффициента передачи и входного сопротивления от мощности реактора в середине линии длиной 1000 км. Из уравнения (20-21а) следует, что для полной компенсации емкостного тока нужна мощность, меньшая, чем при установке реактора в конце или в начале линии:

$$q = 2\operatorname{tg}\frac{\beta l}{2} < \operatorname{tg}\beta l.$$

Пользуясь приведенными выше формулами и приемами, можно рассчитать напряжение на линиях с реакторами в нескольких точках. Определим, в частности, мощность реакторов в начале, середине и конце линии, необходимую для того, чтобы напряжения в этих точках были равны между собой. Согласно (20-23) и (20-24) включе-

ние по концам участка $l_2 = l/2$ реакторов с мощностью $q_1 = \operatorname{tg} \frac{\beta l}{4}$ обеспечивает равенство напряжений по концам участка и полную компенсацию емкостного тока в его начале. При этих условиях участок $l_1 = l/2$ ведет себя как разомкнутый. Для того чтобы напряжение в конце этого участка было равно напряжению в его начале, нужно включить в его конце дополнительный реактор с мощностью $q_1 = \operatorname{tg} \frac{\beta l}{4}$. Таким образом, если мощность реакторов в конце линии равна $\operatorname{tg} \frac{\beta l}{4}$, а в середине линии $2\operatorname{tg} \frac{\beta l}{4}$, то напряжения в начале, середине и конце линии равны между собой, но превышают э. д. с. источника, так как емкостный ток в начале линии не скомпенсирован полностью. Включением в начале линии реактора с мощностью $q_1 = \operatorname{tg} \frac{\beta l}{4}$ достигается полная компенсация емкостного тока, т. е. $U(l) = U(l/2) = U(0) = E$. Максимальное напряжение в середине каждого участка

$$U_{\text{макс}} = \frac{E}{\cos \frac{\beta l}{4}}.$$

Для линии $l = 1000$ км это составляет $1{,}04E$.

На основании рассмотренных выше случаев можно сделать следующие выводы.

1. При более равномерном распределении реакторов вдоль линии уменьшается мощность, необходимая для полной компенсации емкостного тока, что видно из приведенных ниже данных.

Место установки реактора на линии	Мощность q для полной компенсации ($l = 1000$ км)
В начале или конце	$\operatorname{tg} \beta l = 1{,}73$
В середине или в конце и в начале	$2 \operatorname{tg} \frac{\beta l}{2} = 1{,}16$
В начале (q_1), середине ($2q_1$) и конце (q_1)	$4 \operatorname{tg} \frac{\beta l}{4} = 1{,}075$

Предел, к которому стремится мощность, необходимая для полной компенсации емкостного тока при n участках между реакторами, равен:

$$\sum q = 2n \operatorname{tg} \frac{\beta l}{n} \approx 2n\beta l/2n = \beta l \qquad (20\text{-}26)$$

или

$$\sum \frac{1}{x_p} = \beta l / z_c = \omega C l. \qquad (20\text{-}26а)$$

Равенство (20-26а) имеет простой физический смысл: в левой части стоит полная проводимость реакторов, а в правой — емкостная проводимость линии.

2. Полная компенсация емкостного тока не является необходимой по условиям синхронизации, если реактор у шин отправной системы вынести на линию, а синхронизацию производить у шин отправной системы (станции), поддерживая на шинах приемной системы напряжение, близкое к номинальному (это возможно при большой мощности системы и наличии регуляторов сильного действия).

Кривые зависимости коэффициента передачи и входного сопротивления линии 1000 км от мощности реакторов при условии, что $^2/_3$ мощности сосредоточены в середине, а $^1/_3$ в конце, даны на рис. 20-7 и 20-8.

Мощность $^3/_4\,\beta l = 0{,}75 \cdot 1{,}05 \cdot 10^{-3}$ или $0{,}8P_{\text{нат}}$ на 1000 км большей частью является верхним пределом мощности компенсирующих реакторов на линиях 500 кВ. Эта мощность может быть несколько уменьшена благодаря тому, что при синхронизации допускается некоторое повышение напряжения — до 1,15 $U_{\text{ф}}$. При более высоких номинальных напряжениях (750 кВ, 1150 кВ) установленная мощность возрастает, приближаясь к βl, т. е. для таких линий компенсация емкостного тока близка к 100%-ной.

Следует иметь в виду, что оптимальные расчетные условия не всегда могут быть реализованы ввиду того, что мощности реакторов, полученные расчетом, отличаются от номинальных (165 МВ·А или $0{,}183P_{\text{нат}}$ на 500 кВ, 300 МВ·А или $0{,}133P_{\text{нат}}$ на 750 кВ). Кроме того, исходя из местных условий приходится устанавливать реакторы не точно в середине, но в других промежуточных точках линии.

Установка реакторов, мощность которых выбрана по режиму малых нагрузок и условиям синхронизации, не всегда может обеспечить ограничение перенапряжений в послеаварийном режиме. Это объясняется рядом обстоятельств:

разрыв может произойти на том конце, где реактор отсутствует;

регуляторы напряжения в первый момент не успевают подействовать на возбуждение генераторов, т. е. напряжение на шинах U (0) повышается в соответствии с (20-8);

по условиям предшествующего режима (например, режим полной нагрузки) часть реакторов может быть отключена, а э. д. с. генераторов может иметь повышенное значение.

Например, при размыкании выключателя *2* на линии 1000 км (рис. 20-10), где реакторы выбраны по условиям синхронизации на выключателе *1*, максимальное напряжение в конце линии может достигнуть $1{,}72E$ при $x_{\text{и}} = 0{,}25z_c$ и $2{,}1E$ при $x_{\text{и}} = 0{,}5z_c$. Подобные значения напряжений недопустимы, так как разрядник, сработавший в переходном режиме, не погасит дугу сопровождающего тока и может быть разрушен до того, как выключатель *1* отключит линию.

Подключение в конце линии одного реактора с $q = 0{,}133$ снижает перенапряжения до $1{,}5U_{\text{ф}}$, а двух реакторов с $q = 0{,}266$ — до $1{,}15U_{\text{ф}}$.

Дополнительные реакторы, применяемые для ограничения перенапряжений, *нормально отключены и подключаются практически* безынерционно в послеаварийном режиме; этот вопрос будет рассмотрен более подробно в гл. 25.

Приведенный в настоящем параграфе материал показывает, что роль реакторов в ограничении перенапряжений очень существенна. При наличии реакторов возможность резонанса для линии $l < 1500$ км практически исключается.

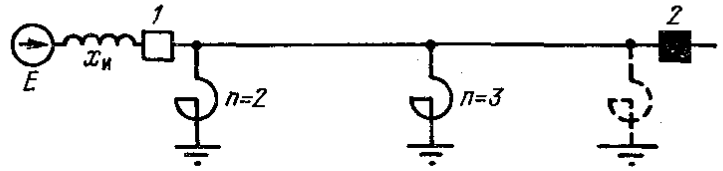


Рис. 20-10. К расчету послеаварийного режима в линии 1000 км 750 кВ.

$x_и = 0{,}5\ z_c$. Мощность каждого реактора 300 МВ·А ($q = 0{,}133$).

Влияние устройств продольной емкостной компенсации. Основное назначение устройства продольной компенсации (УПК) — повышение пропускной способности и предела устойчивости электропередачи. Последовательное соединение емкости продольной компенсации с индуктивностью линии приводит к уменьшению сопротивления между передающей и приемной системой и угла между векторами напряжений по концам линии, что позволяет увеличить передаваемую мощность при заданном запасе устойчивости. Однако уменьшение сопротивления ведет к увеличению токов к. з. Исходя из условий их ограничения, емкость и размещение УПК выбирают таким образом, чтобы при к. з. непосредственно за УПК входное сопротивление сохраняло индуктивный характер. Поэтому установка батарей по концам линии не применяется. При установке батареи в середине линии значение K_C (гл. 19) не должно превышать 0,5. При более высокой степени компенсации УПК должны размещаться в двух точках линии.

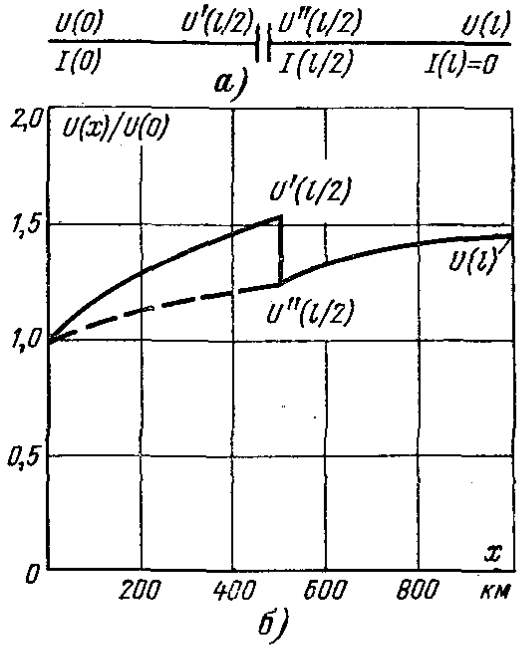


Рис. 20-11. Схема электропередачи с продольной емкостной компенсацией (*а*) и распределение напряжения вдоль односторонне включенной линии (*б*).

— — — — — распределение напряжения в линии с реактором в середине, $q = q_C$.

Батареи конденсаторов для продольной компенсации обычно применяются в сочетании с реакторами. Предположим, что по линии с продольной компенсацией, но без реакторов передается мощность, равная натуральной. Угол вектора напряжения $U(x)$ по отношению к вектору напряжения в конце линии изменяется равномерно, а при переходе через УПК уменьшается на величину $\Delta\theta$ за счет падения напряжения на емкости. Вектор тока при переходе через

УПК не меняется ни по величине, ни по фазе. Поэтому между векторами напряжения и тока появляется сдвиг по фазе, т. е. наряду с активной передается реактивная мощность, что вызывает повышение напряжения в середине линии даже в режиме передачи натуральной мощности. Для того чтобы ограничить это повышение напряжения, устанавливаются реакторы, которые должны быть включены даже в режиме максимальных нагрузок.

Рассмотрим сначала влияние продольной компенсации на перенапряжения в разомкнутой линии в «чистом виде», т. е. без учета реакторов (рис. 20-11, *а*). Получаем следующие уравнения:

$$\dot{U}''(l/2) = U(l)\cos\frac{\beta l}{2};$$

$$\dot{I}(l/2) = j\left[U(l)\sin\frac{\beta l}{2}\right]/z_c;$$

$$\dot{U}'(l/2) = U''(l/2) - jx_C I(l/2) = U(l)\left(\cos\frac{\beta l}{2} + q_C\sin\frac{\beta l}{2}\right); \quad (20\text{-}27)$$

$$\dot{U}(0) = \dot{U}'(l/2)\cos\frac{\beta l}{2} + j\dot{I}(l/2)\, z_c\sin\frac{\beta l}{2} =$$

$$= \dot{U}(l)(\cos\beta l + 0{,}5q_C\sin\beta l) = U(l)\cos\beta l\,(1 + 0{,}5q_C\operatorname{tg}\beta l); \quad (20\text{-}27а)$$

$$\dot{I}(0) = j\frac{\dot{U}'(l/2)}{z_c}\sin\frac{\beta l}{2} + \dot{I}(l/2)\cos\frac{\beta l}{2} =$$

$$= j\frac{\dot{U}(0)}{z_c}\left(\sin\beta l + q_C\sin^2\frac{\beta l}{2}\right) = j\frac{U(l)}{z_c}\sin\beta l\left(1 + \frac{q_C}{2}\operatorname{tg}\frac{\beta l}{2}\right). \quad (20\text{-}27б)$$

Напряжение в конце линии

$$U(l) = KU(0) = \frac{U(0)}{\cos\beta l\,(1 + 0{,}5q_C\operatorname{tg}\beta l)}. \quad (20\text{-}27в)$$

Напряжение по обе стороны от УПК определяется из (20-27), (20-27а), (20-27в):

$$U''(l/2) = U(0)\frac{\cos\beta l/2}{\cos\beta l\,(1 + 0{,}5q_C\operatorname{tg}\beta l)}; \quad (20\text{-}27г)$$

$$U'\left(\frac{l}{2}\right) = U(0)\frac{\cos\beta l/2\left(1 + q_C\operatorname{tg}\frac{\beta l}{2}\right)}{\cos\beta l\,(1 + q_C/2\operatorname{tg}\beta l)}. \quad (20\text{-}27д)$$

На рис. 20-11, *б* представлено распределение напряжения вдоль линии с продольной компенсацией и вдоль линии с реактором в середине при условии, что $q = q_C$. Напряжения за УПК или за реактором одинаковы, но напряжение перед УПК может оказаться выше, чем напряжение в конце линии. Этот скачок напряжения вызван прохождением емкостного тока участка линии l_2 через емкостное сопротивление УПК.

Входное сопротивление линии, найденное из (20-27а) и (20-27б), незначительно увеличивается за счет продольной компенсации:

$$Z_{вх} = -jz_c\operatorname{ctg}\beta l\frac{1 + (q_C/2)\operatorname{tg}\beta l}{1 + (q_C/2)\operatorname{tg}\frac{\beta l}{2}}.$$

Сравним эффект продольной и поперечной компенсации (рис. 20-8). Линия с поперечной компенсацией может быть представлена как линия с пониженной емкостью, а следовательно, с уменьшенной волновой длиной и повышенным волновым сопротивлением, что приводит к значительному повышению ее входного сопротивления. Линия с продольной емкостной компенсацией может быть представлена как линия с пониженной индуктивностью, что уменьшает одновременно и волновую длину, и волновое сопротивление. Поэтому продольная компенсация уменьшает коэффициент передачи, но приводит лишь к несущественному возрастанию входного сопротивления. В то время как при полной компенсации емкостного тока входное сопротивление линии с реакторами равно бесконечности, при полной компенсации индуктивного сопротивления входное сопротивление линии равно ее емкостному сопротивлению $1/\omega Cl$.

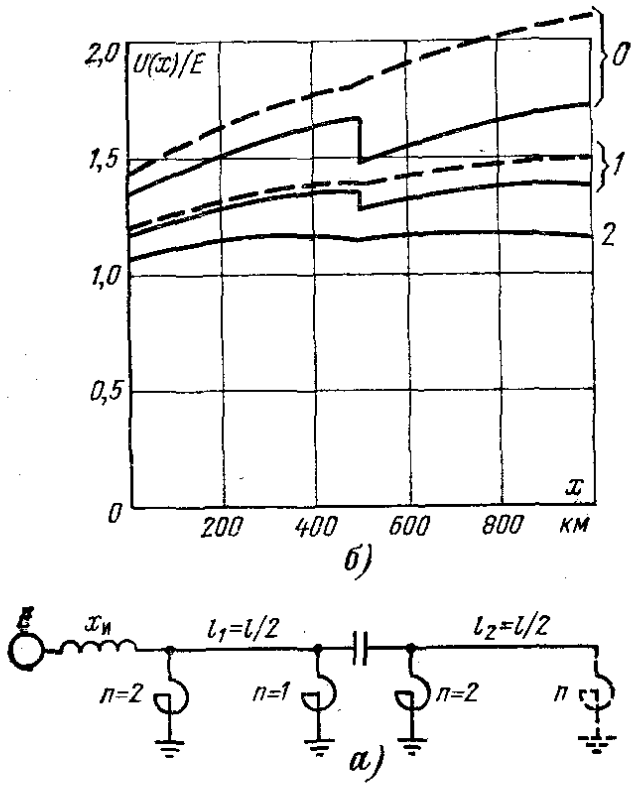


Рис. 20-12. Схема электропередачи 750 кВ с продольной и поперечной компенсацией (*а*) и распределение напряжения вдоль линии (*б*).

$x_и = 0{,}5\ z_c$; мощность одного реактора 300 МВ·А ($q = 0{,}133$); $q_C = 0{,}4$; *0*, *1*, *2* — число дополнительных реакторов в конце линии; — — — — продольная емкостная компенсация отсутствует.

Если за УПК включены реакторы, то часть емкостного тока участка линии компенсируется индуктивным током реакторов и падение напряжения на емкости УПК уменьшается. В пределе при полной компенсации емкостного тока за УПК оно не оказывает никакого влияния на распределение напряжения и входное сопротивление линии.

На рис. 20-12, *а* показана схема электропередачи с продольной и поперечной компенсацией, а на рис. 20-12, *б* — распределение напряжения при послеаварийном разрыве. Устройство продольной компенсации оказывает малое влияние на входное сопротивление компенсированной линии, а следовательно, на напряжение в начале линии, но напряжение в конце линии снижается за счет емкости УПК на 20—15% (кривые *0*, *1*). При добавлении еще одного реактора в конце линии влияние продольной компенсации не сказывается (кривая *2*).

Рассмотрим условия работы самих конденсаторов УПК. Номинальное напряжение батареи конденсаторов ($U_{C\,ном}$) равно произведению ее реактивного сопротивления x_C на номинальный ток передачи и обычно составляет 30—40% номинального фазного напряжения. Однако в некоторых режимах (к. з., качания генераторов

после отключения к. з.) напряжения на конденсаторах могут возрастать в несколько раз и представлять непосредственную опасность для их изоляции. Поэтому параллельно конденсаторам устанавливается защитный разрядник.

Пробой разрядника и шунтирование УПК при к. з. являются весьма нежелательными, так как именно сразу после отключения к. з. наличие емкости в схеме особенно необходимо для сохранения динамической устойчивости передачи. Поэтому разрядник должен снабжаться дугогасящим устройством, которое способно разорвать цепь, шунтирующую УПК, немедленно после отключения к. з. Возникающие после этого качания в системе не должны вызвать повторных пробоев разрядника. Это обстоятельство не позволяет выбирать пробивное напряжение (уставку) разрядника чрезмерно низким. Обычно уставка разрядника находится в пределах $(2{,}5 \div 4)U_{ф}$, причем изоляция конденсаторов должна выбираться таким образом, чтобы при этом напряжении отсутствовали не только пробой изоляции, но и ионизационные процессы, приводящие к ее постепенному старению.

20-4. ОСОБЕННОСТИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧАХ СВН ПРИ НЕСИММЕТРИЧНЫХ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЯХ

В § 16-5 были приведены формулы для расчета повышений напряжения на неповрежденных фазах при однофазном к. з. По этим формулам на рис. 20-13 построена зависимость напряжения на неповрежденных фазах от $\dot{m} = Z_0/Z_1$ для чисто реактивной схемы. Учет активного сопротивления земли не вносит существенных изменений в ход кривой, за исключением «резонансной» области ($\dot{m} \approx -2$), где амплитуда напряжения определяется добротностью схемы.

Предположим, что в одной из точек линии СВН длиной менее 1500 км произошло однофазное к. з. (рис. 20-14). До срабатывания выключателей по концам линии или участка, т. е. в режиме двустороннего питания, обычно $Z_0/Z_1 < 3$ и вынужденная составляющая напряжения на неповрежденных фазах не превышает $1{,}3U_{ф}$, что допустимо с учетом кратковременности этого режима. Но, как правило, выключатели на обоих концах линии срабатывают неодновременно, причем при отказе высокочастотной защиты время между моментами срабатывания может быть примерно равно 1 с. Вследствие этого кратковременно существует режим одностороннего питания, при котором одна из фаз замкнута на землю, а две разомкнуты (при двухфазном к. з. две фазы замкнуты на землю, а одна разомкнута). Этот режим связан со значительными перенапряжениями на неповрежденных фазах, так как на повышение напряжения, обусловленное емкостным эффектом, накладывается дополнительное повышение напряжения за счет несимметрии.

Входные сопротивления относительно точки к. з. в конце разомкнутой длинной линии, присоединенной к источнику бесконеч-

ной мощности, равны (без учета потерь):

$$Z_1 = jz_c \operatorname{tg} \beta l; \qquad (20\text{-}28)$$

$$Z_0 = jz_{c0} \operatorname{tg} \beta_0 l. \qquad (20\text{-}28а)$$

Обычно $z_{c0} = (2{,}0 \div 2{,}4)\, z_c$, а $\beta_0 = (1{,}5 \div 1{,}7)\, \beta$ (см. § 19-2), т. е. волновое сопротивление и волновая длина линии в схеме нулевой последовательности значительно больше, чем соответствующие параметры в схеме прямой последовательности. На рис. 20-14, *б* построены кривые изменения входных сопротивлений прямой и нулевой последовательности относительно точки к. з. в конце линии в зависимости от ее длины.

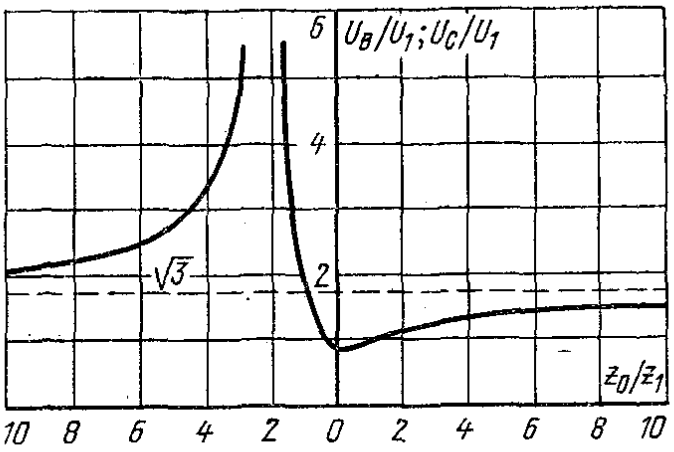


Рис. 20-13. Зависимость кратности напряжений на неповрежденных фазах при однофазном к. з. (коэффициента несимметрии) от отношения $m = Z_0/Z_1$.

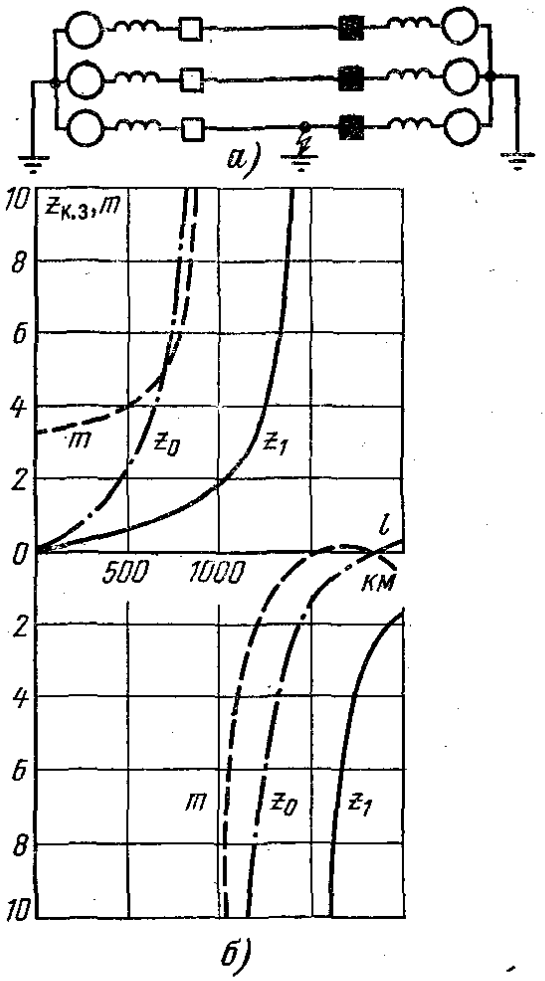


Рис. 20-14. К определению повышений напряжения при одностороннем отключении несимметричного к. з.

а — расчетная схема; *б* — зависимость входных сопротивлений нулевой и прямой последовательности и их отношения m от длины линии.

При относительно небольших длинах отношение Z_0/Z_1 равно отношению индуктивностей нулевой и прямой последовательности линии. Но уже при $l > 400$ км Z_0 растет значительно быстрее, чем Z_1, а при $\beta_0 l = \pi/2$ Z_0 меняет индуктивный характер на емкостный [$l = \pi/2\beta_0 = \pi/(2 \cdot 1{,}6\beta) = 1500/1{,}6 = 940$ км]. Сопротивление Z_1 сохраняет индуктивный характер вплоть до $l = 1500$ км. Из рис. 20-14, *б* видно, что при изменении длины линии коэффициент $m = Z_0/Z_1$ изменяется в пределах от $-\infty$ до $+\infty$.

Из кривой на рис. 20-13 следует, что при отрицательных значениях m, близких к -2, возможны значительные повышения напряжения резонансного характера за счет несимметрии, что также является разновидностью емкостного эффекта. В этой области пере-

напряжения сильно ограничиваются активными потерями, которые на этом рисунке не учтены.

На рис. 20-15 построены зависимости от длины разомкнутой линии напряжений на неповрежденных фазах (B и C) при однофазном к. з. в фазе A. Они получены путем умножения ординат кривой *1* на рис. 20-1, *б* на значения коэффициентов m, вычисленные с учетом активных потерь. Помимо максимума при $l = 1500$ км, кривые имеют максимумы при $l \approx$ ≈ 1200 км, обусловленные несимметрией. Кривые на рис. 20-1, *б* могут быть использованы для проверки и настройки моделей и вычислительных машин. На практике напряжения при несимметричных к. з. обусловлены, помимо длины, мощностью источника и степенью компенсации.

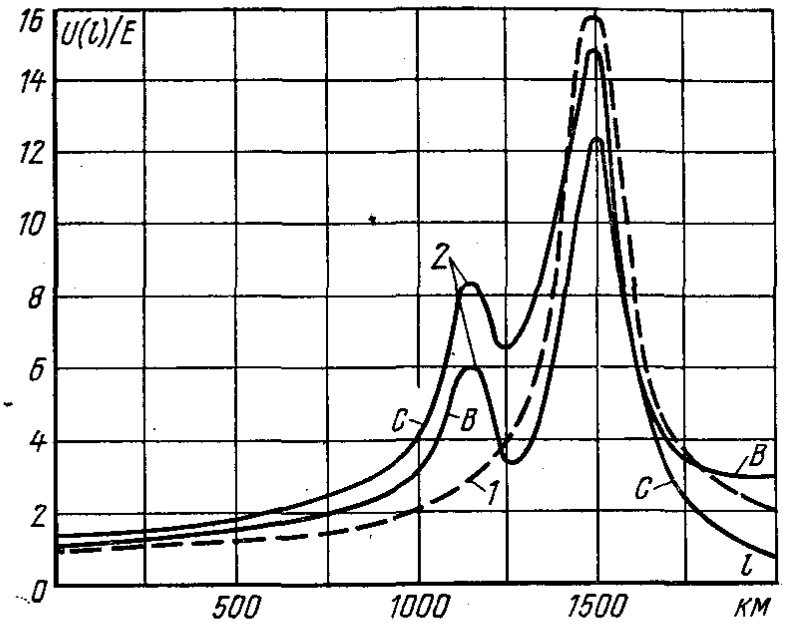


Рис. 20-15. Резонансные кривые $U(l) = f(l)$ при симметричном режиме (*1*) и однофазном к. з. в конце односторонне включенной линии (*2*).

Если линия присоединена к источнику конечной мощности, то индуктивность источника может рассматриваться как продолжение линии; добавочная фиктивная длина Δl определяется исходя из соотношения $\beta \Delta l = \operatorname{arctg} \frac{x_и}{z_c}$. Таким образом,

$$Z_1 = jz_c \operatorname{tg}\left(\beta l + \operatorname{arctg} \frac{x_и}{z_c}\right);$$

$$Z_0 = jz_{c0} \operatorname{tg}\left(\beta_0 l + \operatorname{arctg} \frac{x_{и.0}}{z_{c0}}\right).$$

Сопротивление нулевой последовательности источника $x_{и.0}$ обычно значительно меньше $x_и$, поскольку трансформаторы на станции или в системах имеют обмотки низшего напряжения, соединенные в треугольник. Чаще всего $\operatorname{arctg} \frac{x_{и.0}}{z_{c0}}$ соответствует волновой длине меньше 0,1 рад; столь малой величиной можно пренебречь, т. е. входное сопротивление нулевой последовательности относительно точки к. з. практически не зависит (или очень мало зависит) от мощности источника, в то время как Z_1 возрастает с уменьшением мощности и изменяет индуктивный характер на емкостный при $l < 1500$ км. В большинстве случаев отношение Z_0/Z_1 уменьшается при уменьшении мощности источника за счет увеличения Z_1. Уменьшение Z_0/Z_1 достигается также при включении в промежуточных точках линии трансформаторов для отбора мощности или связи с местными системами; при этом сильно снижается Z_0 вследствие наличия обмотки, соединенной в треугольник.

Наличие реакторов в линии $l < 1500$ км приводит к тому, что Z_0 и Z_1 обычно приобретают индуктивный характер. Реакторы в большей степени влияют на Z_0, чем на Z_1, вследствие того, что индуктивность в схеме нулевой последовательности больше, а емкость меньше, чем в схеме прямой последовательности. Наибольшее влияние на снижение коэффициента несимметрии оказывают реакторы, расположенные в конце линии.

В противоположность поперечной компенсации продольная емкостная компенсация оказывает неблагоприятное влияние на коэффициент несимметрии. Будучи включено последовательно с большим индуктивным сопротивлением нулевой последовательности линии, емкостное сопротивление УПК мало сказывается на Z_0, но может существенно уменьшить Z_1. Поэтому в схеме с продольной компенсацией повышения напряжения из-за несимметрии возрастают, в особенности если к. з. происходит непосредственно за УПК.

Ниже даны результаты расчета перенапряжений для схемы на рис. 20-12 при разном числе реакторов. По вычисленным значениям $m = Z_0/Z_1$ и кривой на рис. 20-14 найдены коэффициенты несимметрии, а затем кратности перенапряжений на неповрежденных фазах в конце линии. Результаты расчетов приведены в таблице.

n	z_0/z_c	z_1/z_c	m	$\frac{U_{\text{в. с}}(l)}{U(l)}$	$\frac{U_{\text{в. с}}(l)}{U_{\text{ф}}}$
0	8,6	1,3	6,6	1,44	2,47
1	4,0	1,11	3,6	1,29	1,77
2	2,62	0,96	2,72	1,21	1,41

Из приведенных данных видны значительное повышение напряжения за счет несимметрии и благоприятная роль реакторов в его ограничении. В то время, как по условиям симметричного режима можно было обойтись одним дополнительным реактором в конце линии (рис. 20-12), для ограничения перенапряжений при одностороннем отключении однофазного к. з. требуются два дополнительных реактора. При этом общее число установленных реакторов равно семи, их мощность в относительных единицах $q = 0{,}934$, а степень компенсации емкостного тока очень высока: $q/\beta l = 0{,}934/1{,}05 = 0{,}9$.

ГЛАВА ДВАДЦАТЬ ПЕРВАЯ

ФЕРРОРЕЗОНАНСНЫЕ ЯВЛЕНИЯ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ

21-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Феррорезонансные явления возникают в схемах, содержащих наряду с линейной индуктивностью и емкостью элементы, обладающие нелинейной характеристикой намагничивания. К таким эле-

ментам относятся в первую очередь ветви намагничивания или магнитные шунты в схемах замещения трансформаторных обмоток (рис. 19-3).

На рис. 21-1 приведена типичная характеристика намагничивания в относительных единицах для трансформатора с мощностью, равной натуральной мощности линии, и с током намагничивания, равным 2% номинального тока трансформатора (кривая *1*). За базисные величины приняты поток при номинальном напряжении и ток $U_ф/z_c$. (При изменении тока х. х. или мощности трансформатора абсциссы характеристики пропорционально изменяются.)

Если принять, что напряжение на магнитном шунте синусоидально, то кривая намагничивания может рассматриваться как зависимость амплитуды напряжения от амплитуды намагничивающего тока.

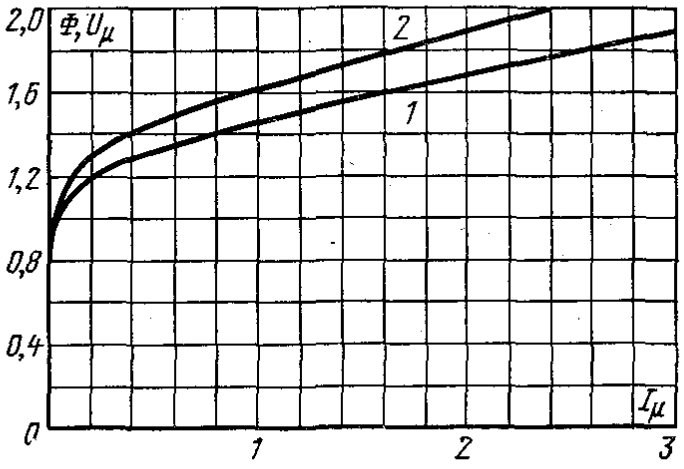


Рис. 21-1. Характеристика намагничивания или вольт-амперная характеристика трансформатора в относительных единицах при синусоидальном напряжении.

1 — зависимость между амплитудами напряжения и намагничивающего тока; *2* — то же для основной гармоники намагничивающего тока.

При номинальном напряжении ток намагничивания составляет всего 2—4% номинального тока трансформатора, но при повышении напряжения резко возрастает, делаясь соизмеримым с номинальным током. При этом сильно искажается форма кривой тока и возрастает удельный вес высших гармонических, так что амплитуда основной гармоники тока может составлять 50—70% его максимального значения (кривая *2* на рис. 21-1). Проходя через элементы схемы, включенные последовательно с нелинейной индуктивностью, несинусоидальный ток намагничивания создает несинусоидальное падение напряжения; следовательно, на магнитном шунте трансформатора и в других точках схемы появляются высшие гармонические напряжения.

Амплитуды гармоник напряжения на магнитном шунте U_k и потока $Φ_k$ связаны между собой соотношением $U_k = kωΦ_k$ или $Φ_k = U_k/kω$. Таким образом, кривая магнитного потока искажается меньше, чем кривая напряжения. Если, например, в кривой напряжения 5 гармоника составляет 25%, то в кривой потока она будет составлять только 5%. Поэтому в большинстве случаев влиянием высших гармоник на составляющую основной частоты намагничивающего тока можно пренебречь, т. е. использовать кривую *2*, изображенную на рис. 21-1 при слабоискаженном магнитном потоке. Это дает возможность применять принцип суперпозиции, т. е.

определять составляющую основной частоты независимо от наличия высших гармоник.

В некоторых случаях насыщение трансформатора ограничивает напряжение промышленной частоты. Например, в схемах дальних передач магнитный шунт трансформатора может рассматриваться как нелинейный реактор, частично компенсирующий емкостный ток линии.

Однако если сопротивление схемы относительно магнитного шунта ненагруженного или малонагруженного трансформатора носит емкостный характер, то при этом могут возникнуть значительные перенапряжения. Они являются типичным примером резонанса в нелинейных цепях *(феррорезонанса)* на промышленной частоте *(гармонический резонанс)* или на высших и низших гармониках *(негармонический резонанс)*.

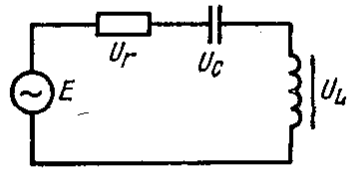


Рис. 21-2. Колебательный контур с нелинейной индуктивностью.

Нелинейный гармонический резонанс чаще всего возникает при неполнофазных режимах в электрических установках. Неполнофазные режимы могут наблюдаться при обрыве провода линии, который иногда сопровождается падением на землю (заземлением) одного из концов провода, при перегорании плавких вставок в одной или двух фазах. Возникновение неполнофазных режимов возможно также при отказе одной из фаз выключателя во время включения или отключения блока «линия — трансформатор» в схемах без выключателей на стороне высшего напряжения у шин приемной системы (полублочные схемы).

Прежде чем перейти к разбору конкретных случаев, которые могут наблюдаться в трехфазных цепях, целесообразно рассмотреть простейшую схему, состоящую из емкости, нелинейной индуктивности и активного сопротивления, присоединенного к источнику синусоидального напряжения (рис. 21-2). Нелинейная вольт-амперная характеристика, построенная для составляющих промышленной частоты, задается графически.

Определение тока и напряжения на отдельных частях схемы осуществляется графоаналитическим способом исходя из соотношения

$$E^2 = (U_L - U_C)^2 + (Ir)^2. \qquad (21\text{-}1)$$

С учетом того, что $U_C = I/\omega C$, получаем:

$$U_L = (I/\omega C) \pm \sqrt{E^2 - (Ir)^2}. \qquad (21\text{-}2)$$

Второй член в правой части уравнения (21-2) представляет собой эллипс (рис. 21-3) с центром в начале координат и полуосями, равными E (вертикальная ось) и E/r (горизонтальная ось). Сумма ординат эллипса и прямой $1/\omega C$, тангенс угла наклона которой пропорционален емкостному сопротивлению, дает правую часть (21-2). При $r = 0$ эллипс превращается в две параллельные прямые с ор-

динатами $\frac{I}{\omega C} \pm E$. Точки пересечения полученной кривой (в частном случае двух параллельных прямых) с вольт-амперной характеристикой катушки $U_L = f(I)$ дают возможные состояния равновесия схемы.

На рис. 21-3 показаны три точки пересечения вольт-амперной характеристики катушки с параллельными прямыми $\frac{I}{\omega C} \pm E$. В точке *а* напряжение на емкости больше, чем напряжение на индуктивности, на величину э. д. с. источника, поэтому в схеме проходит емкостный ток и подобный режим назван емкостным. В точках *б* и *в* напряжение на индуктивности больше напряжения на емкости, ток носит индуктивный характер и режимы называются индуктивными. Однако не все из этих режимов являются устойчивыми.

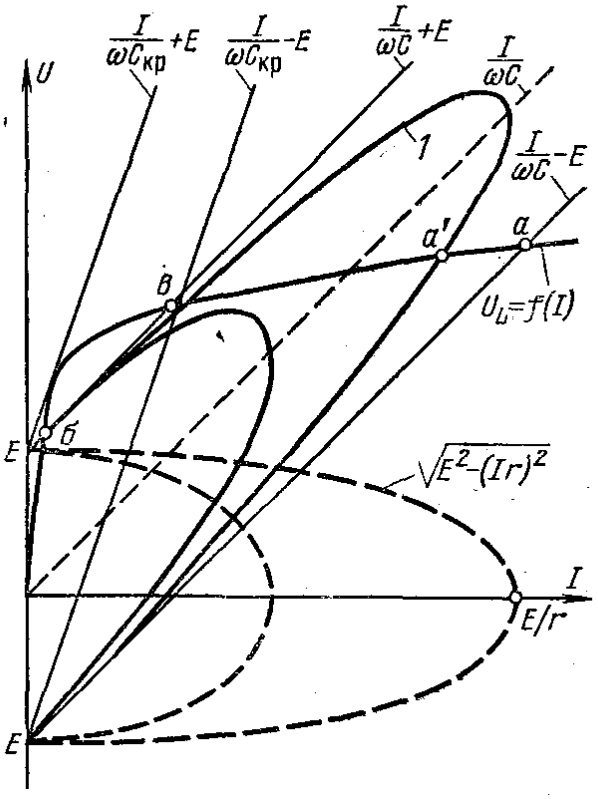


Рис. 21-3. Графическое определение напряжений при феррорезонансе для разных *r* и *C*.

Проверка устойчивости решения осуществляется обычно путем исследования поведения схемы при небольшом изменении параметра, в данном случае тока в цепи. В случае устойчивого состояния система при малых возмущениях стремится вернуться в исходное положение. Если в схеме существует емкостный режим, соответствующий точке *а*, и происходит малое увеличение тока, то напряжение на емкости увеличивается в большей степени, чем напряжение на индуктивности, и возникает напряжение небаланса $\frac{I}{\omega C} - U_L > E$; напряжения источника «не хватает» для того, чтобы поддержать приращение тока в схеме, и она возвращается в свое исходное состояние, т. е. режим, соответствующий точке *а*, является устойчивым.

Малое приращение тока в точке *б* приводит к тому, что напряжение на индуктивности растет в большей степени, чем напряжение на емкости, условие небаланса принимает вид $U_L - I/\omega C > E$, т. е. наблюдается дефицит напряжения, дальнейшее приращение тока в данном индуктивном режиме невозможно — режим устойчив. Иные соотношения складываются для точки *в*. Напряжение на емкости растет в большей степени, чем напряжение на индуктивности, и суммарное падение напряжения на элементах схемы с избытком покрывается напряжением источника $U_L - I/\omega C <$

$< E$ — происходит дальнейшее приращение тока, т. е. режим неустойчив.

С помощью показанного на рис. 21-3 графического построения можно найти зависимость напряжения на индуктивности, вольт-амперная характеристика которой остается неизменной, от величины емкости схемы. Для этого следует изменять наклон прямой $I/\omega C$. Такая зависимость приведена на рис. 21-4, причем ветвь *а* соответствует емкостному режиму, ветвь *б* — устойчивому индуктивному, а пунктирная линия *в* — неустойчивому состоянию. Если емкость схемы меньше некоторого критического значения $C_{кр}$ (прямая $I/\omega C + E$ является касательной к вольт-амперной характеристике), то схема имеет только одно устойчивое состояние.

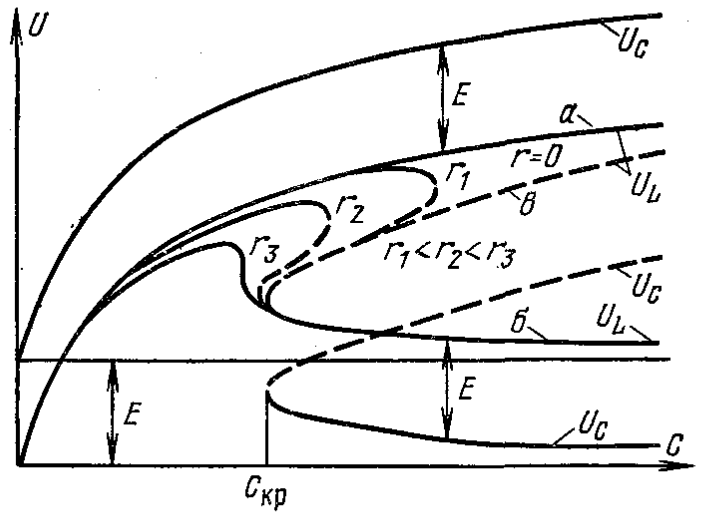


Рис. 21-4. Зависимость напряжения на индуктивности (при разных *r*) и на емкости ($r = 0$) от емкости схемы.

Напряжение на емкости (рис. 21-4) определяется как $U_C = U_L \pm E$, т. е. путем прибавления E к ординатам кривой $U_L = f(C)$ в емкостном режиме и вычитания E — в индуктивном.

При высокой добротности схемы $r \ll 1/\omega C$ роль активного сопротивления незначительна (кривая *1* на рис. 21-3). С уменьшением добротности возрастает влияние сопротивления не только на напряжение, но и на характер процесса. При некотором значении *r* (кривая *2*) оказывается возможным только одно устойчивое состояние. На рис. 21-4 приводятся кривые $U_L = f(C)$ при различных сопротивлениях, из которых видно, что увеличение сопротивления сужает область феррорезонансных перенапряжений и ограничивает их амплитуду.

В тех случаях, когда возможно существование двух режимов — индуктивного и емкостного, возникновение того или иного из них зависит от начальных условий. Если устанавливается емкостный режим, то переходному процессу присущи свойства, характерные для резонансных явлений: медленное нарастание напряжения, ударный коэффициент, близкий к единице. Поэтому для оценки амплитуд перенапряжений часто можно ограничиться рассмотрением перенапряжений установившегося режима.

21-2. ФЕРРОРЕЗОНАНСНЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛИ ПРИЕМНОГО ТРАНСФОРМАТОРА

Схема, в которой возможно возникновение феррорезонансных перенапряжений при несимметричных отключениях фаз, показана на рис. 21-5, *а*. Источник питания (система) принят бесконечно

мощным по сравнению с приемным трансформатором. На схеме показаны емкости проводов относительно земли до $C'_0 l_1$ и после $C'_0 l$, места разрыва и соответствующие междуфазные емкости $C'_{мф} l_1$ и $C'_{мф} l$. Нейтраль системы или приемного трансформатора может быть заземлена или изолирована.

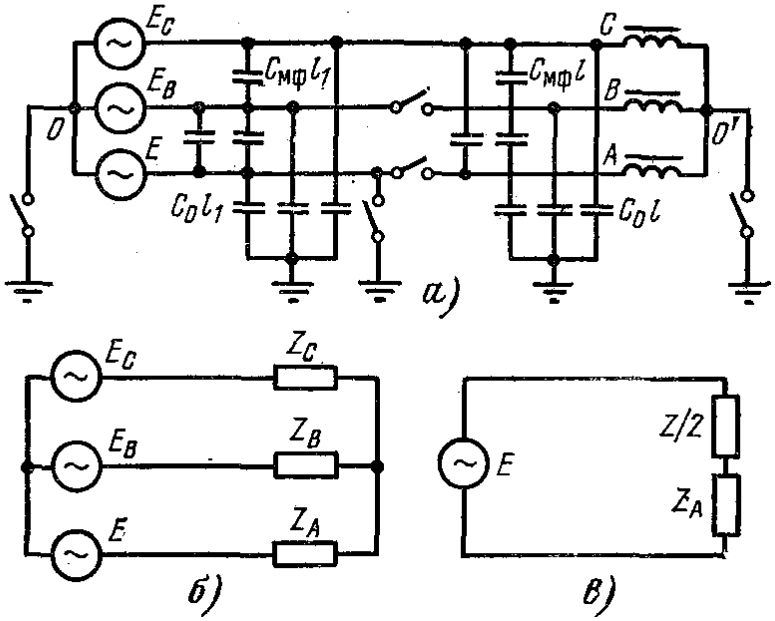


Рис. 21-5. Общая схема для исследования перенапряжений при несимметричном отключении фаз (*а*) и переход от трехфазной схемы (*б*) к эквивалентной однофазной (*в*).

Анализ перенапряжений, возникающих в несимметричных режимах, удобно проводить путем приведения трехфазной несимметричной схемы к эквивалентной однофазной. Рассмотрим схему на рис. 21-5, *б*, в которой включена несимметричная нагрузка.

Для определения тока и напряжения в фазе A заменим фазы B и C эквивалентной однофазной цепью, в которой э. д. с. источника и сопротивление соответственно равны:

$$\dot{E}_{B,C} = \frac{\dot{E}_B Y_B + \dot{E}_C Y_C}{Y_B + Y_C} = \frac{\dot{E}_B + \dot{E}_C}{2}, \tag{21-3}$$

$$Z_{B,C} = \frac{\dot{Z}_B \dot{Z}_C}{Z_B + Z_C} = \frac{Z}{2}. \tag{21-3а}$$

Полная э. д. с. эквивалентного источника

$$\dot{E} = \dot{E}_A - \frac{\dot{E}_B + \dot{E}_C}{2}. \tag{21-3б}$$

Этим соотношениям отвечает схема, представленная на рис. 21-5, *в*.

На рис. 21-6, *а* — *в* приведены схемы для трех неполнофазных режимов. Электродвижущую силу эквивалентного однофазного источника (рис. 21-6, *г*) можно определить, подставив в (21-3а) следующие значения:

для схемы на рис. 21-6, *а*

$$\dot{E}_A = U_ф; \quad \dot{E}_B = a^2 U_ф; \quad \dot{E}_C = a U_ф;$$

$$E = U_ф - 0{,}5\,(a^2 U_ф + a U_ф) = U_ф + 0{,}5 U_ф = 1{,}5 U_ф; \tag{21-4}$$

для схемы на рис. 21-6, *б*

$$E_A = 0 \text{ (разрыв в фазе } A);$$

$$E = 0{,}5 U_ф; \tag{21-4а}$$

для схемы на рис. 21-6, *в*

$$E_A = U_ф;\ E_B = 0;\ E_C = 0 \text{ (разрыв в фазах } B \text{ и } C);$$
$$E = U_ф. \qquad (21\text{-}4б)$$

На схемах стрелками показаны пути тока. На схемах рис. 21-6, *а* и *б* ток проходит от источника через параллельно сложенные индуктивности трансформатора в неповрежденных фазах ($L_μ/2$), индуктивность $L_μ$ и емкость $C_0'l$ поврежденной фазы; в схеме рис. 21-6, *в* — через индуктивности неповрежденной (включившейся) фазы и параллельно сложенные индуктивности и емкости невключившихся фаз. (Строго говоря, уменьшение индуктивности

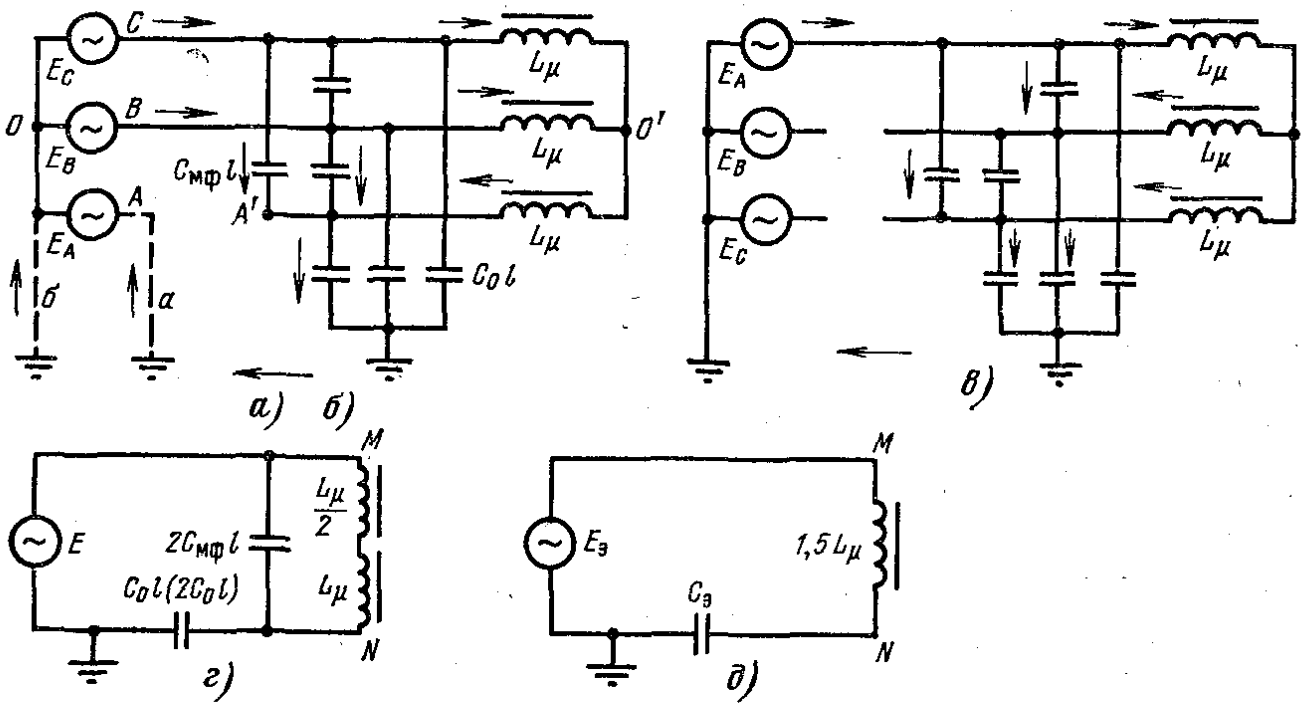


Рис. 21-6. Составление однофазной схемы замещения для неполнофазных режимов при изолированной нейтрали приемного трансформатора.

а и *б* — однофазный разрыв; *в* — двухфазный разрыв; *г* и *д* — однофазные схемы замещения.

при параллельном сложении двух фаз вдвое по сравнению с индуктивностью третьей фазы дает для нелинейной схемы некоторую неточность, поскольку через эти индуктивности проходят разные токи; однако допускаемая погрешность является приемлемой и не влияет на качественные результаты).

Общая индуктивность намагничивания трансформатора в схеме замещения (рис. 21-6, *г*) шунтируется емкостями между поврежденной и неповрежденными фазами. Емкости $C_0'l$ неповрежденных фаз не учитываются, поскольку они включены параллельно источнику бесконечной мощности.

Схема на рис. 21-6, *г* может быть приведена к еще более простой схеме (рис. 21-6, *д*) с помощью теоремы об активном двухполюснике (теорема Тевенена), если индуктивную ветвь рассматривать как нагрузку. Согласно этой теореме э. д. с. $E_э$ в схеме рис. 21-6, *д* равна напряжению между точками *M* и *N* при отсутствии нагрузки, а эк-

вивалентное сопротивление равно сопротивлению относительно точек M и N при закороченном источнике и отключенной нагрузке. Это приводит к следующим соотношениям в схеме на рис. 21-6, *д*:

для рис. 21-6, *а* и *б*

$$E_э = E\frac{C'_0}{C'_0+2C'_{мф}};\quad C_э = (C'_0+2C'_{мф})\,l; \tag{21-5}$$

для рис. 21-6, *в*

$$E_э = E\frac{2C'_0}{2C'_0+2C'_{мф}} = E\frac{C'_0}{C'_0+C'_{мф}};$$
$$C_э = 2(C'_0+C'_{мф})\,l. \tag{21-6}$$

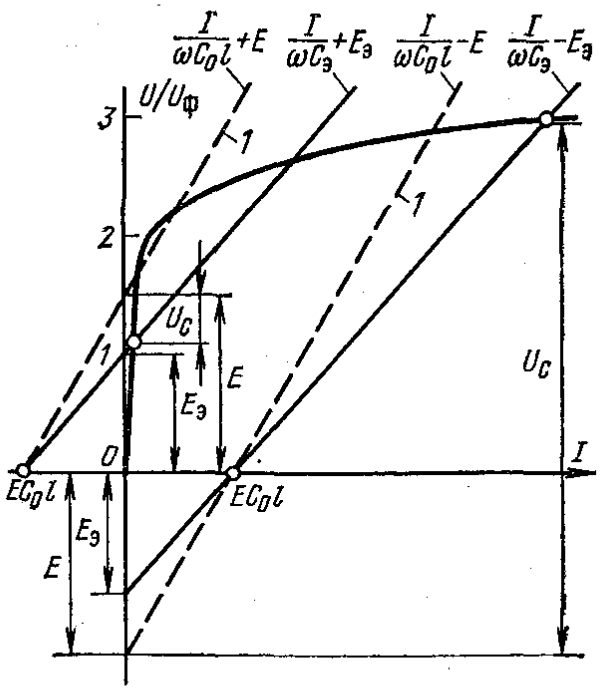


Рис. 21-7. Графическое определение напряжений в схеме на рис. 21-6, *а* с учетом междуфазной емкости.

Таким образом, различные трехфазные схемы приводятся к элементарному нелинейному колебательному контуру, представленному на рис. 21-2. Определение напряжения на емкости производится с помощью описанного выше графоаналитического способа, которое вновь приведено на рис. 21-7 для того, чтобы показать некоторые особенности, связанные с учетом междуфазной емкости ($C'_{мф} = 0{,}25C'_0$). Прямые *1* соответствуют случаю $C'_{мф} = 0$. Из (21-6) и построения следует, что междуфазная емкость уменьшает $E_э$ по сравнению с $1{,}5U_ф$, но одновременно уменьшает наклон прямых $U_C \pm E_э$, которые при любом значении $C_{мф}$ отсекают на оси абсцисс отрезки, равные

$$\pm E\omega C_э = \pm E\frac{C'_0}{C'_0+2C'_{мф}}\,\omega\,(C'_0+2C'_{мф})\,l = EC'_0l,$$

т. е. не зависящие от величины междуфазной емкости.

На рис. 21-8 построены зависимости напряжения на емкости и индуктивности, схемы замещения для неполнофазного режима согласно рис. 21-6, *а* от отношения x_μ/x_C; x_μ — индуктивное сопротивление намагничивания трансформатора при номинальном напряжении, равное, Ом:

$$x_\mu = U^2_{ном}/Si_{х.х}, \tag{21-7}$$

где $U_{ном}$ — номинальное напряжение, кВ; S — мощность трансформатора, МВ·А; $i_{х.х}$ — ток х. х., отн. ед.

Емкостное сопротивление линии, Ом, равно:

$$x_C = \frac{10^{12}}{\omega\,(C'_0+2C'_{мф})\,l},$$

где C — в пФ/км; l — в км.

Из (21-7) и (21-7а) следует, что

$$\frac{x_\mu}{x_C} = \frac{U^2_{\text{ном}}}{Si_{\text{х. х}}}\omega\,(C'_0 + 2C'_{\text{мф}})\,l \cdot 10^{-12}.$$

При построении зависимостей, приведенных на рис. 21-8, принято $U_{\text{ном}} = 35$кВ, $i_{\text{х. х}} = 0{,}05$, $C'_0 = 5200$ пФ/км, $C'_{\text{мф}} = 1200$ пФ/км. В этом случае $x_\mu/x_C = 0{,}058\ l/S$. Напряжение на емкости (изоляции линии) получено путем добавления $1{,}5U_\text{ф}$ к напряжению U_L (или вычитания его). Там, где $U_L < 1{,}5U_\text{ф}$, напряжение на емкости получилось отрицательным (кривая *1*).

С помощью рис. 21-8 можно найти напряжение на емкости поврежденной фазы для различных условий. Например, при $S = 3200$ кВ·А, $l = 30$ км, $x_\mu/x_C = 0{,}058 \cdot 30/3{,}2 = 0{,}55$ находим по кривым $U_C = 3U_\text{ф}$. При той же длине и мощности трансформатора 560 кВ·А имеем $x_\mu/x_C = 0{,}058 \times 30/0{,}56 = 3{,}1$; $U_C = 4U_\text{ф}$. Это напряжение превышает уровень изоляции линии.

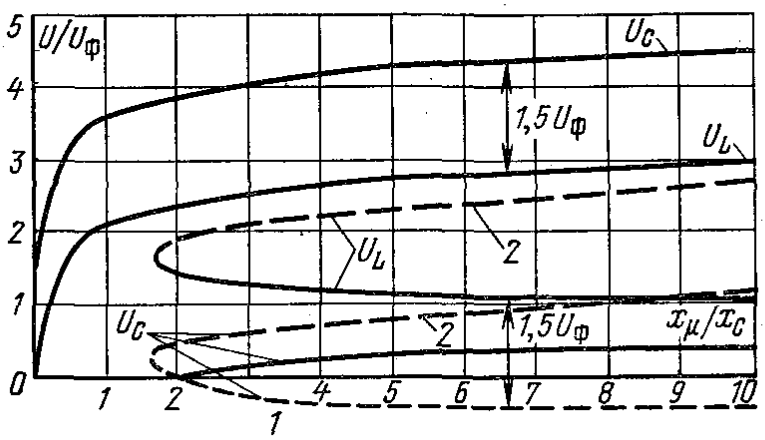


Рис. 21-8. Зависимости от x_μ/x_C напряжения на индуктивности U_L и емкости U_C схемы замещения для неполнофазного режима согласно рис. 21-6, *а*.

Аналогичные расчеты могут быть сделаны для случая, когда нейтраль питающего трансформатора заземлена. В этом случае перенапряжения будут меньше благодаря снижению расчетной э. д. с.

Рассмотрим влияние нагрузки на перенапряжения, используя однофазную схему замещения рис. 21-9, *а*. Рассеянием обмотки трансформатора пренебрегаем, тем более что учет рассеяния не имеет принципиального значения.

На схеме показаны реактивная $x_\text{н}$ и активная $r_\text{н}$ ветви нагрузки. Реактивную ветвь можно учесть путем сложения реактивного тока с током намагничивания трансформатора. Таким образом, получается приведенная вольт-амперная характеристика, которая идет ниже, чем вольт-амперная характеристика ненагруженного трансформатора (рис. 21-10). Поэтому при чисто реактивной нагрузке область перенапряжений смещается в сторону больших емкостей, а сами перенапряжения снижаются.

Для учета активной нагрузки целесообразно применить теорему об активном двухполюснике, т. е. преобразовать схему на рис. 21-9, *а* в схему на рис. 21-9, *б*. В этой схеме $E_{\text{э. н}}$ — напряжение на зажимах MN при разомкнутых индуктивных ветвях. Модуль $E_{\text{э. н}}$ равен:

$$E_{\text{э. н}} = E_\text{э}\frac{r_\text{н}}{\sqrt{r^2_\text{н} + x^2_C}}. \qquad (21\text{-}8)$$

Эквивалентное сопротивление получается в результате параллельного сложения $r_н$ и $-jx_C$ (источник закорочен):

$$Z_{э.н} = \frac{r_н(-jx_C)}{r_н - jx_C} = r_н \frac{x_C^2}{r_н^2 + x_C^2} - jx_C \frac{r_н^2}{r_н^2 + x_C^2} = r_{э.н} - jx_{э.н}.$$

Таким образом, роль активной составляющей нагрузки сводится к изменению следующих параметров схемы замещения: уменьшению расчетной э. д. с., уменьшению расчетного емкостного сопротивления, появлению дополнительного активного сопротивления $r_{э.н}$, которое увеличивается с увеличением x_C, т. е. с уменьшением емкости линии. Влияние активной нагрузки иллюстрируется на рис. 21-10, из которого видно, что наличие небольшой активной нагрузки ограничивает возможности возникновения емкостного режима, в особенности при однофазном разрыве в сети с заземленной нейтралью питающего трансформатора.

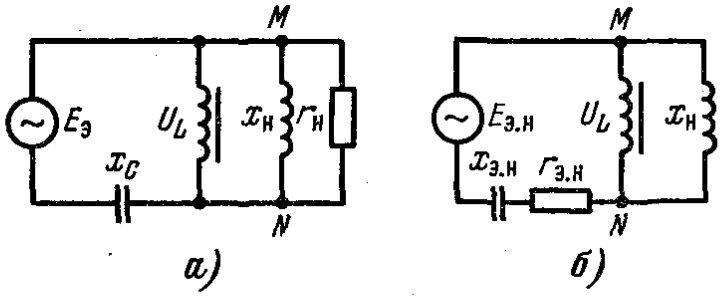


Рис. 21-9. Однофазные схемы замещения неполнофазного режима с учетом нагрузки.
а — исходная; *б* — преобразованная.

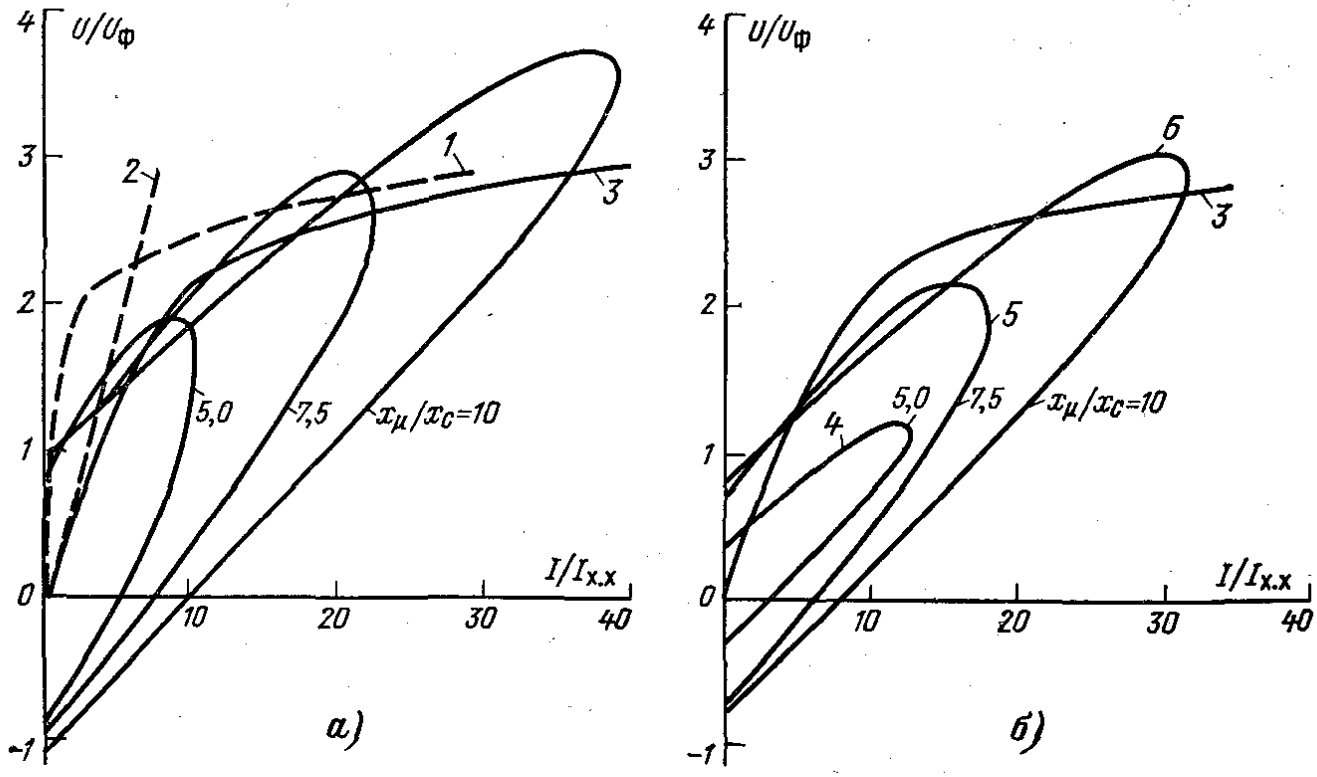


Рис. 21-10. Графическое определение напряжения на индуктивности с учетом нагрузки ($x_н = 0{,}25\ x_μ$; $r_н = 0{,}25\ x_μ$).

а — изолированная нейтраль источника питания; *б* — заземленная нейтраль источника питания; *1* — вольт-амперная характеристика нелинейной индуктивности; *2* — вольт-амперная характеристика реактивной ветви схемы; *3* — приведенная вольт-амперная характеристика с учетом реактивной нагрузки; *4* — однофазный разрыв; *5*, *6* — двухфазный разрыв.

Перенапряжения при несимметричных режимах опасны не только тем, что они велики. Рассмотрим векторную диаграмму напряжений трехфазной схемы в условиях емкостного режима. На рис. 21-11 пунктиром показана звезда напряжений источника, которая также является звездой напряжений трансформатора в нормальном режиме (обозначения соответствуют рис. 21-6, *а*). После обрыва и заземления фазы точка A приобретает нулевой потенциал. Вектор AA' представляет собой напряжение на емкости. Откладывая вектор $O'A'$ напряжения фазы A трансформатора, равный $U_L/1{,}5$, находим напряжение на нейтрали трансформатора (точка O'). Звезда $O'A'$, $O'B$, $O'C$ представляет собой звезду напряжения трансформатора в неполнофазном режиме. Порядок чередования фаз трансформатора изменился на обратный — произошло опрокидывание фаз. Поэтому если трансформатор имел небольшую двигательную нагрузку, то после обрыва провода могут наблюдаться торможение двигателей, их останов или даже изменение направления вращения. Такие случаи неоднократно отмечались в эксплуатации.

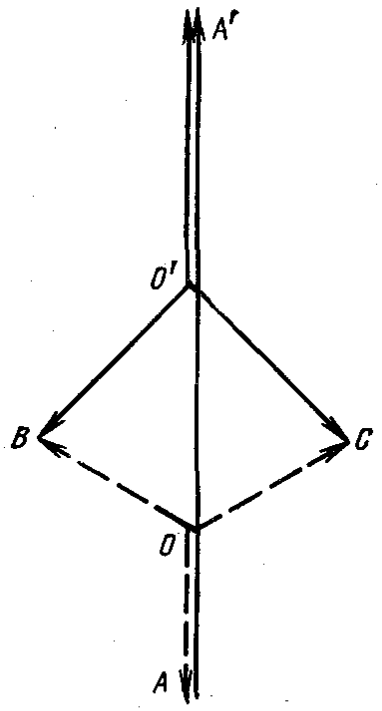


Рис. 21-11. Векторная диаграмма для схемы, приведенной на рис. 21-6, *а*, при опрокидывании фазы.

Учитывая значительные повышения напряжения и эффект опрокидывания фаз при несимметричных отключениях ненагруженных и слабозагруженных трансформаторов, следует стремиться уменьшить вероятность подобных неполнофазных режимов путем отказа от применения плавких предохранителей и выключателей с пофазным управлением, а также путем рационального распределения нагрузок между трансформаторами сети.

21-3. ВЛИЯНИЕ НАМАГНИЧИВАЮЩЕГО ТОКА ТРАНСФОРМАТОРА НА ПОВЫШЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ ЧАСТОТЫ В СИСТЕМАХ С ЗАЗЕМЛЕННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ (СИММЕТРИЧНЫЙ РЕЖИМ)

Определение напряжений, обусловленных емкостным эффектом, с учетом магнитного шунта производится при помощи схемы на рис. 21-12, *а*, где $x'_{\text{и}}$ представляет собой часть индуктивного сопротивления источника до точки подключения магнитного шунта (индуктивное сопротивление генераторов или системы и индуктивное сопротивление рассеяния обмотки низшего или среднего напряжения трансформатора), а $x''_{\text{и}}$ учитывает рассеяние обмотки высшего напряжения; $Z_{\text{вх}} = -jx_{\text{вх}}$ — входное сопротивление линии с учетом компенсирующих устройств. Обозначим через $Z'_{\text{вх}} = -jx'_{\text{вх}} = -j\,(x_{\text{вх}} - x''_{\text{и}})$ входное сопротивление относительно точки T (справа). На основании теоремы об активном двухполюснике можно составить расчетную схему, приведенную на рис. 21-12, *б*, где

$E_э$ — напряжение в точке T при отсутствии магнитного шунта; $Z_э$ — сопротивление относительно точки T при закороченном источнике и отключенном магнитном шунте:

$$E_э = E\frac{x'_{вх}}{x'_{вх} - x'_и}; \qquad (21\text{-}9)$$

$$Z_э = jx_э = j\frac{x'_и x'_{вх}}{x'_{вх} - x'_и}. \qquad (21\text{-}10)$$

Обозначим $\dot{U}_{μ1}$, $\dot{I}_{μ1} = -jI_{μ1}$ — составляющие промышленной частоты напряжения и тока магнитного шунта, связь между которыми (вольт-амперная характеристика) задана графически.

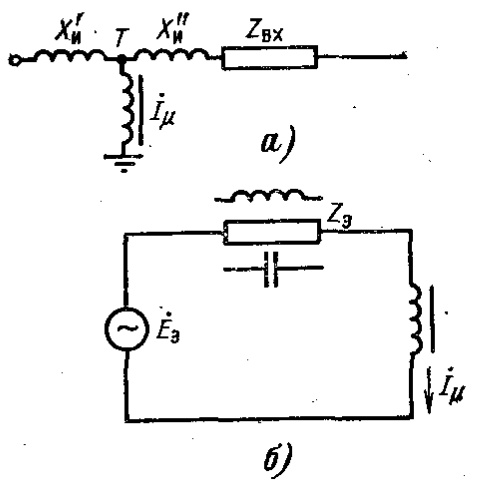


Рис. 21-12. Схемы для определения напряжения на магнитном шунте.

а — исходная схема; *б* — схема замещения.

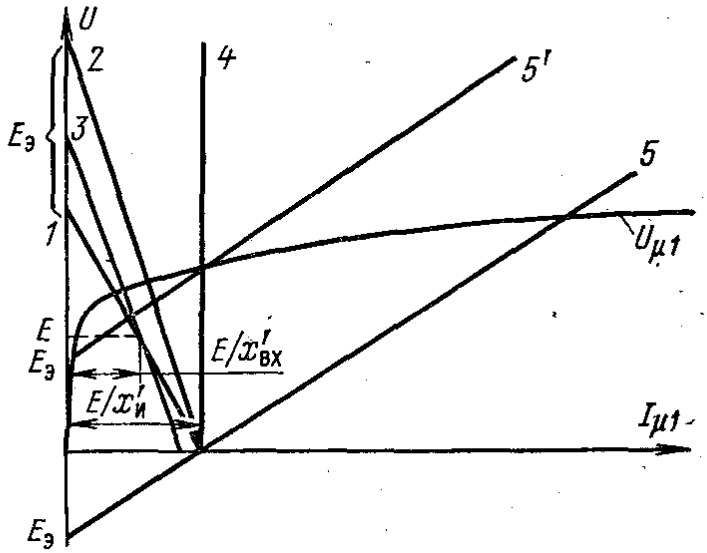


Рис. 21-13. Графическое определение напряжения на магнитном шунте.

1, 2 — одинаковые значения $x'_и$; *1, 3* — одинаковые значения $x'_{вх}$; *4*—резонанс в линейной схеме; *5, 5′* — послерезонансные условия в линейной схеме.

Напряжение на магнитном шунте трансформатора без учета потерь равно:

$$U_{μ1} = E_э - (-jI_{μ1}jx_э) = E_э - I_{μ1}x_э \qquad (21\text{-}11)$$

и может быть определено графически как точка пересечения вольт-амперной характеристики $U_{μ1} = f(I_{μ1})$ с прямой, заданной правой частью уравнения (21-11) (рис. 21-13). Эта прямая проходит через характерные точки: $E_э$ на оси ординат и $E_э/x_э = E/x'_и$ на оси абсцисс.

Кроме того, если провести прямую, параллельную оси абсцисс, с ординатой E, то наклонная прямая пересекает ее в точке с абсциссой $(E_э - E)/x_э = E/x'_{вх}$.

Пусть определенному режиму соответствует наклонная прямая *1* на рис. 21-13. При других условиях на линии, например меньшем числе включенных реакторов, $E_э$ изменяется, но абсцисса $E/x'_и$ сохраняет свое значение (прямая *2*). Если же условия на линии остаются неизменными, но изменяется $x'_и$ (часть генераторов от-

ключена), то наклонная прямая *3* проходит через точку с абсциссой $E/x'_{вх}$. Эффект магнитного шунта тем больше, чем больше $E_э$, т. е. напряжение в рассматриваемой точке линейной схемы, и чем больше $Z_э$.

При резонансных условиях в линейной схеме $E_э$ и $x_э$ одновременно обращаются в бесконечность (без учета активных потерь) и наклонная прямая превращается в вертикальную прямую *4* с абсциссой $E/x'_и = E/x'_{вх}$. Резонансные условия нарушаются, так как емкостный ток линии частично компенсируется током намагничивания. За точкой резонанса в линейной схеме $E_э$ и $x_э$ меняют свой знак, т. е. $Z_э$ приобретает емкостный характер. Схема замещения превращается в нелинейный колебательный контур, рассмотренный в § 21-1, т. е. вместо одной наклонной прямой следует провести две прямые (*5* и *5'*) через точки $\pm E_э$ или эллипс. Однако подобные случаи для компенсированных передач нереальны, поскольку наличие реакторов исключает возможность резонанса в симметричном режиме. В реальных схемах входное сопротивление относительно магнитного шунта носит индуктивный характер, т. е. магнитный шунт ограничивает перенапряжения при промышленной частоте.

Трансформаторы в промежуточных точках линии (на подстанциях) оказывают большее влияние на напряжения, чем трансформаторы системы или станции. Расчет проводится в соответствии с общей схемой замещения, приведенной на рис. 21-12, *б*, где под $E_э$ также подразумевается напряжение в линейной схеме, а сопротивление $Z_э$ образовано параллельным соединением двух частей схемы: с одной стороны линия, замкнутая на сопротивление $jx_и$ источника, с другой стороны — разомкнутая линия. Более высокий эффект трансформаторов в промежуточных точках объясняется двумя причинами: во-первых, магнитный шунт трансформатора представляет собой своеобразный реактор и к нему применимы все соображения, высказанные в гл. 20 по поводу размещения реакторов; во-вторых, $E_э$ в промежуточных точках, как правило, выше, чем в начале линии, поэтому больше сказывается насыщение.

При номинальных напряжениях до 330 кВ включительно иногда применяются блочные или полублочные схемы включения трансформаторов без выключателей на стороне высшего напряжения, т. е. ненагруженный трансформатор в конце линии включается вместе с линией. В этом случае магнитный шунт резко ограничивает напряжения промышленной частоты.

21-4. ФЕРРОРЕЗОНАНСНЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ НЕПОЛНОФАЗНЫХ РЕЖИМАХ В СИСТЕМАХ С ЗАЗЕМЛЕННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ

На рис. 21-14 изображены две схемы включения трансформаторов, в которых могут возникать перенапряжения, связанные с неполнофазными режимами. Поскольку трансформатор имеет заземленную нейтраль, через его обмотки проходят токи нулевой последовательности; поэтому необходимо учесть наличие вторичной или

третичной обмотки, соединенной в треугольник. Сопротивление рассеяния обмотки НН в схемах нулевой последовательности включено параллельно магнитному шунту трансформатора.

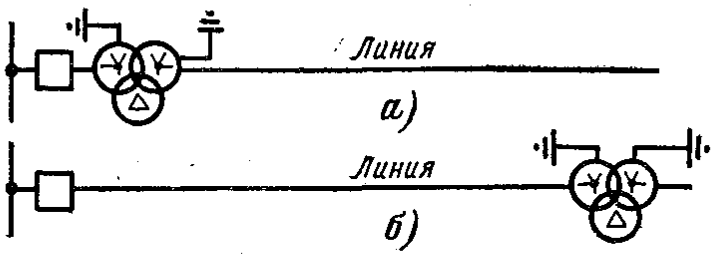


Рис. 21-14. Блочные схемы трансформатор — линия.

а — трансформатор в начале линии; *б* — трансформатор в конце линии.

Для того чтобы выяснить природу резонанса при неполнофазном включении, обратимся к упрощенному анализу, рассмотрев линейную часть схемы с сосредоточенными постоянными (рис. 21-15, *а*). На поврежденной или невключившейся фазе появляется наведенный потенциал благодаря наличию междуфазных емкостей. Кроме того, прохождение токов в двух включившихся фазах трансформатора приводит к появлению в соответствующих фазах треугольника э. д. с. E, сдвинутых друг относительно друга на 120°. Сумма этих э. д. с. также равна E и противоположна по направлению э. д. с. в третьей фазе. Поскольку обмотка, соединенная в треугольник, обладает внутренним сопротивлением на фазу $x_{НН}$, то она может рассматриваться как источник э. д. с. — E с внутренним сопротивлением $3x_{НН} = 3\omega L_{НН}$, присоединенный к поврежденной фазе наряду с э. д. с. $0{,}5E$ с внутренним сопротивлением, определяемым емкостью $2\,C_{мф}l$ за счет емкостной связи, как это показано на рис. 21-15, *б*. Иначе говоря, благодаря обратной трансформации в фазе A появляется дополнительное напряжение.

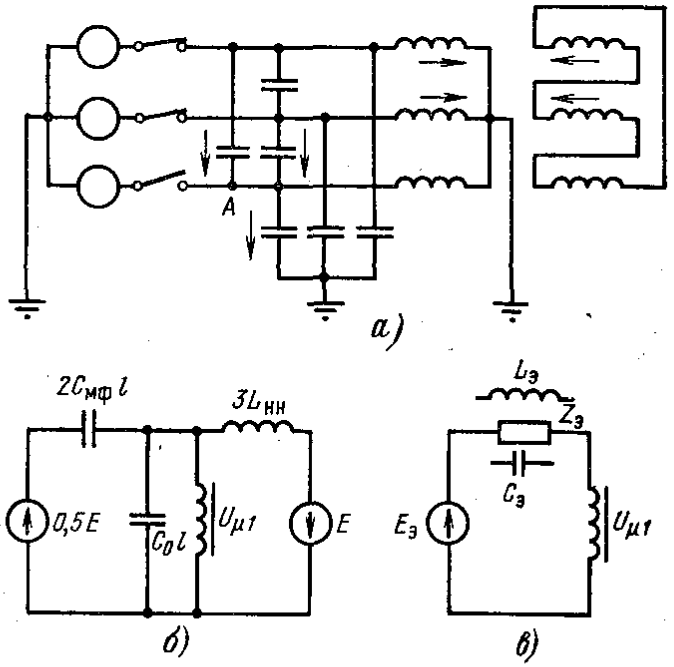


Рис. 21-15. Составление упрощенной однофазной схемы замещения при неполнофазном режиме в сети с заземленной нейтралью.

а — трехфазная схема; *б*, *в* — однофазные схемы замещения.

Для определения напряжения на магнитном шунте преобразуем схему на рис. 21-15, *б* в схему на рис. 21-15, *в*, используя теорему об активном двухполюснике. При этом $E_э$ определяется как эквивалентная э. д. с. от двух источников:

$$E_э = \frac{\dfrac{E}{j3\omega L_{НН}} - 0{,}5Ej2\omega C'_{мф}l}{(1/j3\omega L_{НН}) + j\omega\,(C'_0 + 2C'_{мф})\,l} = E\,\frac{1 + 3\omega^2 C'_{мф} l L_{НН}}{1 - 3\omega^2\,(C'_0 + 2C'_{мф})\,l L_{НН}}. \qquad (21\text{-}12)$$

Эквивалентное сопротивление схемы замещения

$$Z_э = \frac{\dfrac{1}{j\omega\,(C'_0+2C'_{мф})\,l}\,j3\omega L_{нн}}{\dfrac{1}{j\omega\,(C'_0+2C'_{мф})\,l}+j3\omega L_{нн}} =$$

$$= j\frac{3\omega L_{нн}}{1-3\omega^2 L_{нн}\,(C'_0+2C'_{мф})\,l} = jx_э. \qquad (21\text{-}13)$$

Зависимость $E_э = f\,(l)$ представляет собой типичную резонансную кривую с точкой максимума, соответствующей условию

$$3\omega^2 L_{нн}\,(C'_0+2C'_{мф})\,l = 1. \qquad (21\text{-}14)$$

При выполнении (21-14) одновременно с $E_э$ обращается в бесконечность $x_э$.

Графическое построение для определения напряжения в точке разрыва с учетом магнитного шунта производится так, как это опи-

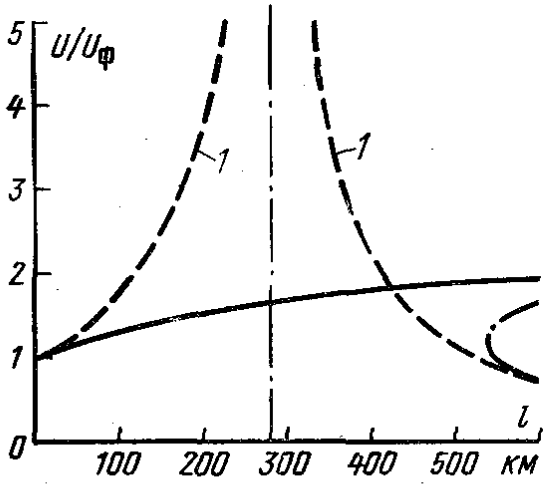


Рис. 21-16. Зависимости напряжения на трансформаторе от длины линии при неполнофазном режиме.

1 — без учета насыщения.

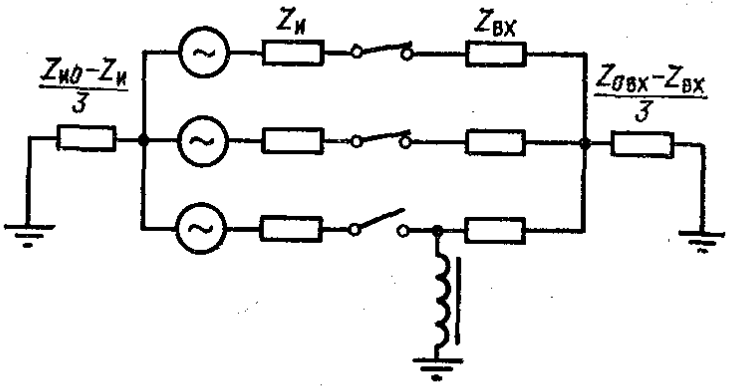


Рис. 21-17. Комплексная схема для определения перенапряжений в неполнофазных режимах.

сано в § 21-3 (рис. 21-13), но в данном случае прямые линии отсекают на оси абсцисс отрезки $E/3\omega L_{нн} = E/3x_{нн}$. В то время как в симметричном режиме резонанс для линейной части схемы, а тем более послерезонансная область никогда не достигаются, при неполнофазном режиме такие условия являются вполне реальными, особенно в случае применения трехобмоточных трансформаторов или автотрансформаторов, у которых третичная обмотка, соединенная в треугольник, имеет значительно меньшую мощность, чем обмотки высшего и среднего напряжения; в этом случае сопротивление рассеяния обмотки НН, приведенное к мощности трансформатора, оказывается повышенным; например для автотрансформаторов 330 кВ $e_{нн} = 60 \div 70\%$.

На рис. 21-16 приведены зависимости напряжения в точке разрыва от длины линии с учетом и без учета насыщения трансформа-

тора при мощности трансформатора, равной половине натуральной мощности линии. Резонанс в линейной части схемы наступает при длине линии всего 280 км и резко ограничивается насыщением магнитопровода трансформатора, но при длине свыше 430 км ток намагничивания трансформатора способствует увеличению напряжения.

Расчет по упрощенной схеме дает погрешность при больших длинах линий, в особенности при включении трансформатора в конце линии. Более точные результаты можно получить с помощью метода симметричных составляющих. Если сопротивления прямой и нулевой последовательности равны, то основным уравнениям этого метода отвечает комплексная схема замещения, приведенная на рис. 21-17. Напряжение в точке разрыва для линейной части схемы, т. е. $E_э$, подсчитывается как падение напряжения на нейтрали схемы (точка N) от прохождения токов нулевой последовательности $3I_0 = I_N$. Ток в нейтрали I_N может быть найден как частное от деления эквивалентной э. д. с. двух включившихся фаз $0{,}5\,(a^2 + a)\,E = -0{,}5E$ на полное сопротивление цепи:

$$E_э = \frac{Z_{0\,вх} - Z_{вх}}{3} I_N =$$

$$= -0{,}5E \frac{(Z_{0\,вх} - Z_{вх})/3}{(Z_{и0} - Z_и)/3 + (Z_и + Z_{вх})/2 + (Z_{0вх} - Z_{вх})/3} =$$

$$= -E \frac{Z_{0\,вх} - Z_{вх}}{2Z_0 + Z_1}, \qquad (21\text{-}15)$$

где $Z_1 = Z_и + Z_{вх}$; $Z_0 = Z_{и0} + Z_{0\,вх}$.

Из схемы на рис. 21-17 можно легко получить также формулы для случая двухфазного разрыва (отказ одной фазы выключателя при включении):

$$E_э = E \frac{(Z_{0\,вх} - Z_{вх})/3}{(Z_{и\,0} - Z_и)/3 + Z_и + Z_{вх} + (Z_{0\,вх} - Z_{вх})/3} = E \frac{Z_{0\,вх} - Z_{вх}}{2Z_1 + Z_0}. \qquad (21\text{-}16)$$

Из (21-15) и (21-16) видно, что напряжение на невключившихся фазах и разность потенциалов на контактах выключателя могут резко возрасти, если сопротивления прямой и нулевой последовательности имеют разные знаки. Сопротивления источника $Z_и = jx_и$ и $Z_{и\,0} = jx_{и\,0}$ всегда имеют индуктивный характер и обычно по абсолютной величине меньше, чем входные сопротивления линии; поведение схемы определяется в основном характером входных сопротивлений $Z_{вх}$, $Z_{0\,вх}$.

Сопротивление прямой последовательности при длине линии меньше 1500 км всегда носит емкостный характер, а сопротивление нулевой последовательности приобретает индуктивный характер, поскольку индуктивность рассеяния $x_{НН}$ шунтирует емкость линии. Иначе говоря, индуктивное сопротивление $x_{НН}$ может быть уподоблено сопротивлению реактора в схеме нулевой последовательности: для определения $Z_{0\,вх}$ могут быть использованы формулы табл. 20-1 с подстановкой вместо q выражения $(z_{c0}/x_{НН})$.

На рис. 21-18 приведены зависимости от длины входных сопротивлений участка линии 330 кВ для прямой и нулевой последовательности. Пересечение кривой *1а* ($z_1/2$) с кривыми *2* и *3* дает резонансные точки при однофазном разрыве и бесконечно большой мощности источника. При неполнофазном включении трансформатора в конце линии входное сопротивление нулевой последовательности возрастает, так как к индуктивности рассеяния трансформатора добавляется индуктивность линии; благодаря этому резонансная длина уменьшается. Роль индуктивности линии настолько велика, что условия резонанса удовлетворяются даже при включении в конце линии трансформатора с небольшим рассеянием $x_{НН} \to 0$ (кривая *4*).

В случае неполнофазного отключения (двухфазный разрыв) резонанс в линейной схеме наступает при $2Z_1 = -Z_0$, как это сле-

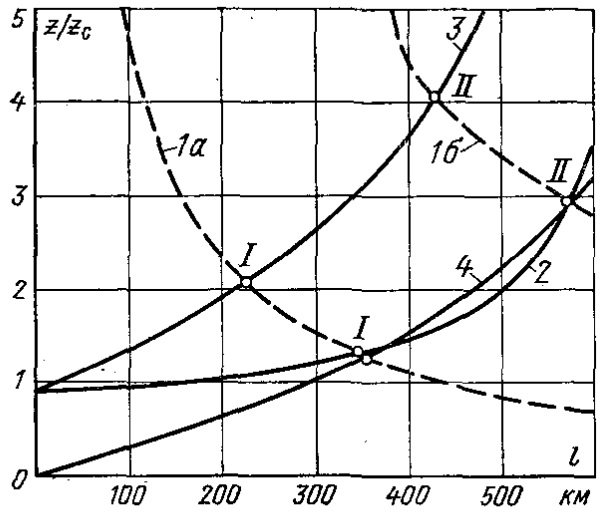


Рис. 21-18. Зависимости сопротивления прямой последовательности (x_1) и нулевой последовательности (x_0) от длины линии 330 кВ. Мощность трансформатора 270 МВ·А (0,75 $P_{нат}$).

1 — входное сопротивление прямой последовательности (*1а* — $x_1/2$; *1б* — x_1); *2—4* — сопротивления нулевой последовательности; *2* — трансформатор, $e_к$ = =70% в начале линии; *3* — трансформатор, $e_к$ = 70% в конце линии; *4* — трансформатор, $e_к$ = 0 в конце линии; *I*, *II* — резонансные точки при однофазном и двухфазном разрывах.

дует из (21-16). На рис. 21-18 резонансные точки *II* соответствуют неполнофазному отключению трансформатора в конце линии. Как видно, для осуществления резонансных условий при двухфазном разрыве требуются значительно большие длины.

При конечной мощности источника ординаты кривых *1* уменьшаются на $x_и/2$ или $2x_и$, а ординаты кривых *2*, *3*, *4* увеличиваются на $x_{и0}$, т. е. резонансные точки смещаются в область меньших длин.

По (21-15) и (21-16) или по кривым рис. 21-18 (для частного случая) можно построить резонансные кривые в точке разрыва без учета магнитного шунта трансформатора, аналогичные кривым на рис. 21-16. При включении трансформатора в начале линии схема приводится к эквивалентной схеме рис. 21-15, *в*, а $Z_э$ находится по комплексной схеме рис. 21-17 путем последовательного и параллельного сложения сопротивлений относительно точки разрыва. При включении трансформатора в конце линии учет насыщения ведется более сложными приемами.

Во всех случаях процесс может быть охарактеризован зависимостями, приведенными на рис. 21-16; если в линейной части схемы достигается резонансная, а тем более послерезонансная область, то в схеме могут появиться повышения напряжения феррорезонансного

характера, амплитуда которых возрастает с уменьшением мощности трансформатора и может достигать 1,6—2,0. Эти перенапряжения опасны не только тем, что они достигают большей величины, но и длительностью, так как они возникают не в переходном, а в установившемся режиме и не могут быть ликвидированы с помощью разрядника, не рассчитанного на длительное прохождение тока. Возможность появления таких перенапряжений ограничивает применение блочных и полублочных схем.

Перенапряжения резонансного характера могут возникать также при неполнофазном включении или отключении линии с высокой степенью компенсации. Физический смысл этого явления поясняется схемами, изображенными на рис. 21-19, в которых междуфазные

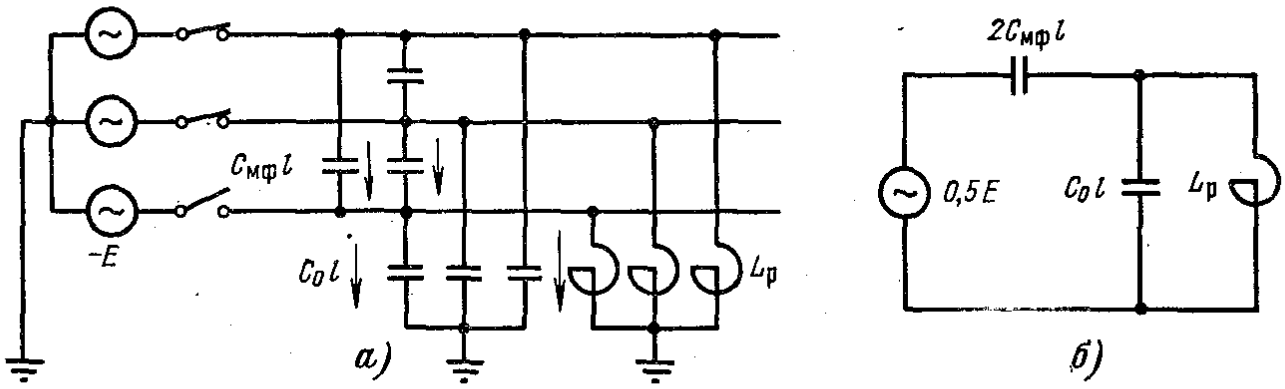


Рис. 21-19. Упрощенная схема замещения для объяснения явления резонанса в электропередаче с высокой степенью компенсации.

а — трехфазная схема; *б* — схема замещения.

емкости включаются последовательно с емкостью относительно земли невключившейся фазы, шунтированной индуктивностью реакторов. Резонанс возможен в тех случаях, когда сопротивление нижней ветви носит индуктивный характер и близко по абсолютному значению к емкостному сопротивлению между фазами.

Несмотря на острую настройку (узкая область резонанса), повышения напряжения при неполнофазном включении и отключении участка линии с реакторами наблюдались в эксплуатации. Однако в этом случае перенапряжения ограничиваются короной. Особенно сильное влияние короны объясняется тем, что активная проводимость короны включается последовательно с небольшой междуфазной емкостью. Поэтому перенапряжения такого рода обычно не представляют опасности для изоляции, хотя и нежелательны.

21-5. ВЫСШИЕ И НИЗШИЕ ГАРМОНИКИ В ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧАХ СВН (НЕГАРМОНИЧЕСКИЙ РЕЗОНАНС)

Ограничивая напряжение промышленной частоты, насыщение трансформатора может в отдельных случаях вызывать повышение напряжения, обусловленное появлением высших или низших гармонических составляющих. Эти составляющие могут быть разделены на две группы: сопутствующие и существенно резонансные гармоники.

К сопутствующим гармоникам относятся высшие нечетные гармоники с частотами 3, 5, 7 и т. д. по отношению к частоте источника. Причиной их появ.

ления является несинусоидальный характер намагничивающего тока при напряжении, превышающем номинальное, вызывающий несинусоидальное падение напряжения на различных элементах схемы.

Высшие гармоники, кратные трем, возникают сравнительно редко, так как в симметричной схеме они распространяются по каналу нулевой последовательности. Следовательно, обмотка трансформатора, соединенная в треугольник, в большинстве случаев с низкой индуктивностью рассеяния представляет шунт с малым сопротивлением для третьих гармоник. Иначе говоря, эти гармоники замыкаются внутри треугольника и не поступают во внешнюю цепь. Резонансные условия или хотя бы существенные повышения напряжения за счет третьей гармоники могут возникать только при повышенной реактивности обмотки, соединенной в треугольник, или в несимметричных режимах, когда векторы напряжений основной частоты составляют угол, отличный от 120°, а связанные с ними гармоники, кратные трем, не совпадают по фазе, т. е. содержат составляющие прямой и нулевой последовательности. Значительно более вероятны повышения напряжения, обусловленные 5-й или 7-й гармоникой.

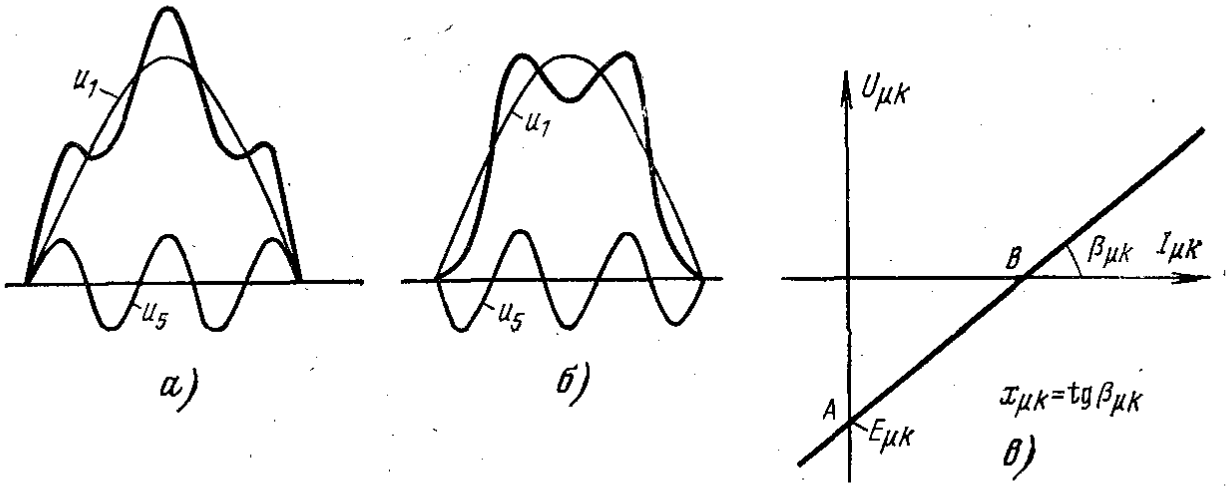


Рис. 21-20. Формы кривых при положительном (*а*) и отрицательном (*б*) значениях $U_{\mu 5}$ и характер зависимости между 5-й гармоникой тока и напряжения (*в*).

Обычно в кривой напряжения преобладает какая-либо одна гармоническая, в особенности если для нее имеются условия, близкие к резонансным. В первом приближении, не учитывая потерь, можно принять:

$$\varphi = \Phi_1 \sin \omega t \pm \Phi_k \sin k\omega t, \qquad (21\text{-}17)$$

где Φ_1, Φ_k — 1-я и k-я гармоники потока.

В относительных единицах соответствующие гармоники напряжения равны $U_{\mu 1} = \Phi_1$ и $U_{\mu k} = k\Phi_k$. На рис. 21-20 показаны две типичные формы кривых при «положительных» (рис. 21-20, *а*) и «отрицательных (рис. 21-20, *б*) значениях Φ_k ($U_{\mu k}$) для $k = 5$.

Разложение в ряд Фурье намагничивающего тока показывает, что при $k \geqslant 5$ и $\Phi_k \leqslant 0{,}1\Phi_1$ первая гармоника намагничивающего тока практически не зависит от наличия высших гармоник, в то время как изменение Φ_k вызывает также изменение $I_{\mu k}$. Например, на рис. 21-20, *в* показана зависимость между 5-й гармоникой напряжения и тока. Точка пересечения этой зависимости с осью абсцисс соответствует синусоидальному напряжению. Положительные и отрицательные значения $U_{\mu k}$ отвечают формам кривых, приведенных на этом же рисунке. При положительных значениях $U_{\mu k}$ (рис. 21-20, *а*) ток I_μ увеличивается, а при отрицательных (рис. 21-20, *б*) — уменьшается. В частности, при определенном значении $U_{\mu k}$ ток $I_{\mu k}$ обращается в нуль.

На основании рис. 21-20 можно составить схему замещения магнитного шунта как генератора высших гармоник (рис. 21-21, *а* и *б*). Электродвижущая сила этого генератора $E_{\mu k}$ равна такому значению k-й гармоники напряжения, при котором $I_{\mu k}$ делается равным нулю. Внутреннее сопротивление эквивалент-

ного генератора $x_{\mu k}$ определяется тангенсом угла наклона $\beta_{\mu k}$ спрямленной характеристики $U_{\mu k} = f(I_{\mu k})$. Значения $E_{\mu k}$ и $x_{\mu k}$ зависят от напряжения (потока) основной частоты (рис. 21-21, *б* и *в*). При изменении мощности трансформатора э. д. с. $E_{\mu k}$ остается постоянной, а $x_{\mu k}$ изменяется обратно пропорционально мощности.

На рис. 21-21, *а* представлена также внешняя цепь для случая, когда рассматривается трансформатор, включенный в начале линии. Источник э. д. с. промышленной частоты показан закороченным, так как эта э. д. с. не содержит высших гармоник. Сопротивление внешней цепи Z_k для гармоник k-го порядка образовано параллельным соединением индуктивного сопротивления источника $kx_и$ и входного сопротивления линии $Z_{вхk}$, которое может носить как емкостный, так и индуктивный характер. Результирующее сопротивление Z_k также может быть емкостным или индуктивным в зависимости от длины линии и индуктивности источника. Без учета активной составляющей $Z_k = \pm jx_k$. Составляющая напряжения на магнитном шунте равна:

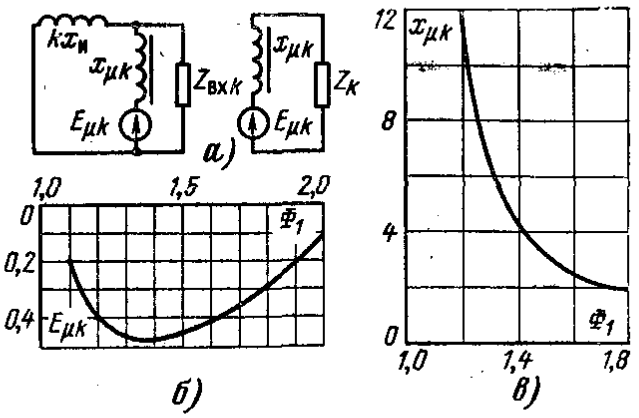


Рис. 21-21. Расчетные схемы и зависимости для определения высших нечетных гармоник.

а — схемы замещения; *б* — зависимость $E_{\mu k}$ от Φ_1; *в* — зависимость $x_{\mu k}$ от Φ_1.

$$\dot{U}_{\mu k} = \dot{E}_{\mu k} \frac{\pm jx_k}{jx_{\mu k} \pm jx_k} = \dot{E}_{\mu k} \frac{\pm x_k}{x_{\mu k} \pm x_k}. \qquad (21\text{-}18)$$

Из (21-18) и рис. 21-21 следует, что величина гармонической составляющей $\dot{U}_{\mu k}$ зависит как от насыщения и мощности трансформатора, так и от параметров схемы. Наибольшие величины гармонической составляющей $\dot{U}_{\mu k}$ получаются в тех случаях, когда знаменатель приближенного выражения (21-18) близок к нулю, т. е. входное сопротивление схемы относительно точки присоединения магнитного шунта носит емкостный характер и мало отличается от внутреннего сопротивления эквивалентного генератора, или, иначе говоря, одна из собственных частот схемы близка к частоте соответствующей гармонической. Таким образом, (21-18) указывает на возможность резонанса на высших гармониках. В резонансной области следует учитывать активные потери и влияние высших гармонических на поток основной частоты. При отсутствии резонансных условий нечетные гармоники могут давать дополнительное повышение напряжения до 0,1—0,2 напряжения промышленной частоты. Значительные повышения напряжения за счет 5-й гармоники были обнаружены на моделях двух реальных передач 500 кВ.

На основании сказанного выше следует, что сопутствующие гармоники (нечетные) существуют в системе независимо от того, соблюдаются ли в ней резонансные условия на соответствующей частоте, но при резонансе амплитуды гармоник возрастают.

В отличие от сопутствующих гармоник существенно резонансные гармоники могут появляться только в тех случаях, когда собственная частота схемы с учетом насыщения равна частоте рассматриваемой гармоники. К этим гармоникам относятся четные, в частности вторая гармоника и субгармоники. Последние возникают только в схеме с продольной компенсацией. Если за УПК включен реактор с нелинейной характеристикой (рис. 21-22) или трансформатор, то после отключения к. з. за реактором P_2 образуется колебательный контур, основными элементами которого являются реактор и батарея продольной компенсации. Из-за больших емкостей и индуктивностей собственная частота этого контура в несколько раз меньше частоты источника, благодаря чему возможно возникновение субгармонических колебаний (обычно с частотой $\omega/3$).

На рис. 21-23, *а* представлена схема замещения для определения существенно резонансных гармоник, аналогичная схеме на рис. 21-21, *б*, но в данной схеме

э. д. с. равна нулю, поскольку ток намагничивания трансформатора при синусоидальном напряжении этих гармоник не содержит. Иначе говоря, кривые $U_{\mu k} = f(I_{\mu k})$ проходят через начало координат в отличие от соответствующих кривых

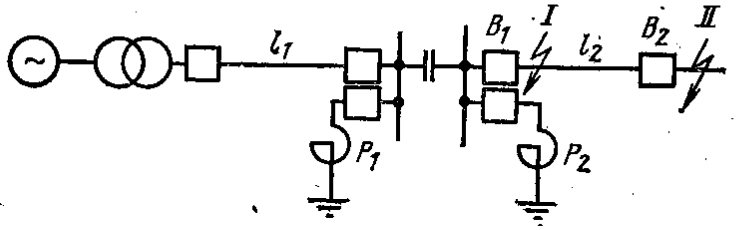


Рис. 21-22. Схема, в которой возможно возникновение субгармонических колебаний после отключения коротких замыканий в точках *I* или *II*.

для нечетных гармоник (рис. 21-20, *в*). Таким образом, сумма падений напряжения на нелинейном индуктивном сопротивлении $x_{\mu k}$ и во внешней цепи должна быть равна нулю. Это может быть достигнуто только при емкостном сопротивлении внешней цепи, что и подчеркнуто в схеме на рис. 21-23, *а*. Кроме того, в схеме показано активное сопротивление, учитывающее суммарные потери в схеме (ради простоты изложения эти потери отнесены к внешней цепи), так как вопрос о компенсации активного падения напряжения при э. д. с., равной нулю, имеет принципиальное значение. На рис. 21-23, *б* приведена векторная диаграмма, из которой видно, что равновесие гармонических составляющих в схеме с потерями может осуществляться только при отставании тока $\dot{I}_{\mu k}$ от $\dot{\Phi}_{\mu k}$. Это условие реализуется только в нелинейной схеме.

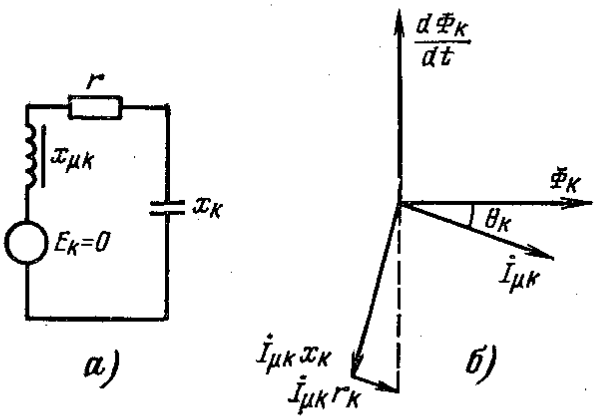


Рис. 21-23. Схема замещения для определения существенно резонансных гармоник (*а*) и векторная диаграмма напряжений (*б*).

Действительно, кривые потока и тока намагничивания в нелинейном элементе отличаются по форме (рис. 21-24). Поэтому относительные амплитуды гармонических составляющих и их фазы различны. Следовательно, каждая пара гармонических составляющих тока и потока имеет сдвиг по фазе. Гармонический анализ кривых тока и потока индуктивности со сталью показывает, что при отставании существенно резонансных гармоник тока от соответствующих гармоник потока на основной частоте ток опережает поток. Это свидетельствует о том, что часть энергии, поступающей в сеть, преобразуется нелинейной индуктивностью в энергию на частоте существенно резонансной гармоники.

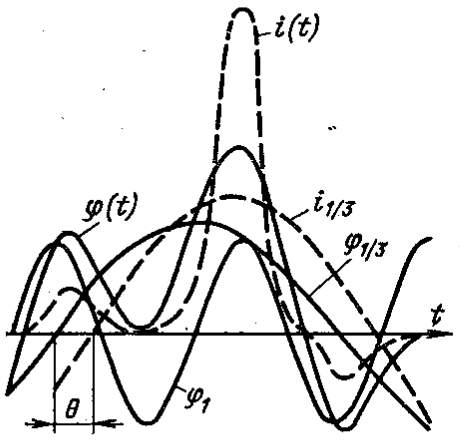


Рис. 21-24. Типичные формы тока и потока при наличии субгармоники и их составляющие.

Анализ показывает также, что угол сдвига θ_k между гармониками потока и тока не может превышать определенного значения $\theta_{кр}$, которое тем больше, чем больше Φ_1 и меньше Φ_k. Существенно резонансная гармоника может установиться только в том случае, если угол θ_k на векторной диаграмме (рис. 21-23, *б*), равный аргументу внешнего сопротивления, не превышает $\theta_{кр}$.

Таким образом, существуют два основных условия, при которых наблюдаются существенно резонансные гармоники. Первое условие — равенство индуктивного сопротивления нелинейного элемента на *k*-й частоте емкостному сопротивлению внешней цепи на этой же частоте. Это условие можно назвать резонансным или частотным. Оно может быть сформулировано и в другой форме: собственная частота линейной части схемы должна быть несколько меньше, чем частота

существенно резонансной гармоники (так как насыщение нелинейного элемента снижает общую индуктивность и увеличивает частоту до резонансной). Второе условие — соотношение углов θ_k во внешней цепи и критического угла: $\theta_k < \theta_{кр}$. Это условие можно называть энергетическим.

Резонансные условия могут выполняться и при отсутствии насыщения (собственная частота схемы равна резонансной), но при этом нелинейный элемент ведет себя, как линейный, т. е. энергетические условия не могут быть выполнены. Условие резонанса должно выполняться при насыщении сердечника, которое обеспечивается одновременно составляющими Φ_1 и Φ_k. Поэтому с увеличением Φ_1 поток Φ_k обнаруживает тенденцию к уменьшению (рис. 21-25) до тех пор, пока насыщение, обусловленное только одной составляющей промышленной частоты, не выведет схему из условий резонанса.

При отсутствии активных потерь существенно резонансные гармоники могут появляться и при $\Phi_1 = 0$, так как насыщение, необходимое для выполнения резонансных условий, может обеспечиваться только одной составляющей Φ_k, но в схеме с потерями энергетическое условие не выполняется при малых значениях Φ_1, так как энергия, полученная из сети, недостаточна для покрытия потерь на резонансной частоте. Увеличение степени нелинейности смещает кривые на рис. 21-25 в область меньших Φ_1 и уменьшает амплитуду гармоники благодаря эффекту насыщения.

Перечисленные здесь свойства характерны для любой существенно резонансной гармоники, но в то же время поведение субгармоники и второй гармоники имеет определенные особенности.

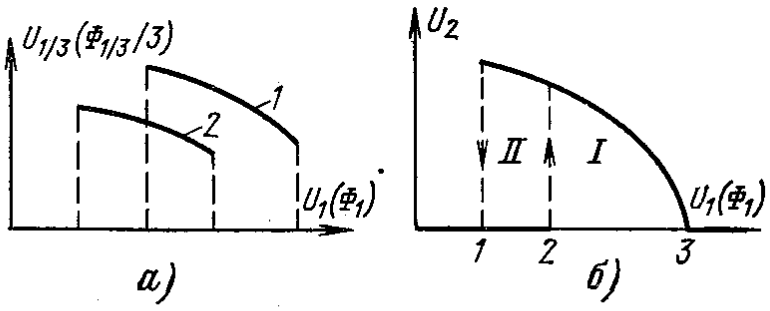


Рис. 21-25. Характер зависимости $U_{\mu k} = f(E)$.

а — субгармоника ($k = 1/3$); *1*, *2* — разные степени нелинейности; *б* — вторая гармоника ($k = 2$); —— — устойчивые решения.

Анализ показывает, что субгармоника может существовать при слабой степени нелинейности (аппроксимация характеристики полиномом третьей степени). При определении субгармоники следует учитывать наличие одного неустойчивого и двух устойчивых решений [одно нулевое ($\Phi_{1/3} = 0$)]. На рис. 21-25, *а* показана зависимость $U_{1/3}\left(\frac{1}{3}\Phi_{1/3}\right)$ от э. д. с. источника. Поскольку нулевое решение является устойчивым, то при плавном подъеме напряжения (движение вдоль оси абсцисс) субгармоника не возникает. Ее появление возможно лишь в результате энергичного переходного процесса, например включения схемы или отключения к. з. за реактором. Явление субгармонического резонанса (деления частоты) привлекало большое внимание в период проектирования линии СВН Волжская ГЭС им. В. И. Ленина — Москва. Тогда предполагалось, что реакторы будут нелинейными. Однако в реальных условиях удалось исключить явление субгармонического резонанса благодаря практической линейности характеристики реакторов и выбору надлежащей схемы переключательных пунктов (реакторы в схеме на рис. 21-22 вынесены на линию).

Вторая гармоника возникает при значительно большей степени нелинейности, чем субгармоника. Анализ показывает (рис. 21-25, *б*) возможность двух устойчивых и одного неустойчивого решения в области *II*, одного устойчивого решения в области *I*. В обеих областях выполняются условия существования второй гармоники. При плавном подъеме напряжения до точки *2* вторая гармоника не возникает. В точке *2* нулевое решение делается неустойчивым, т. е. появляется вторая грамоника, но она устанавливается очень медленно, часто в течение нескольких секунд. Это явление называют самовозбуждением второй гармоники. Самовозбуждение требует значительного насыщения сердечника за счет потока основной частоты, в то время как точка *1* при отсутствии второй гармоники соответствует линейному участку кривой намагничивания. В области *II*

вторая гармоника может быть получена путем уменьшения напряжения после самовозбуждения в области I или в результате переходного процесса, сопровождающегося прохождением большого тока и насыщением сердечника, в результате которого происходит автоматическая настройка схемы на двойную частоту.

В электропередачах вторая гармоника может существовать при длине линии меньше 750 км ($2\beta l < \pi/2$). Обычно она появляется при частоте линейной части схемы (1,7—1,8) ω. Наиболее благоприятные условия ее возникновения создаются в блочных и полублочных схемах при включении трансформатора вместе с линией (см. гл. 22). Потери на корону ограничивают область существования и амплитуду второй гармоники, но не исключают возможности ее возникновения.

ГЛАВА ДВАДЦАТЬ ВТОРАЯ

КОММУТАЦИОННЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ВКЛЮЧЕНИЯХ

22-1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ПЕРЕХОДНОГО ПРОЦЕССА ПРИ ВКЛЮЧЕНИИ РАЗОМКНУТОЙ ЛИНИИ

Максимальные перенапряжения на изоляции во время переходного процесса, как правило, значительно превышают перенапряжения установившегося режима, но имеют значительно меньшую длительность. Для выбора изоляции и мер защиты от перенапряжений важно определить не только предельные значения $U_{\text{макс}}$, но и вероятность появления перенапряжений, близких к максимальным.

Рассмотрим сначала простейшую задачу — подключение разомкнутой линии к источнику синусоидальной э. д. с. с внутренней индуктивностью $L_{\text{и}}$. Будем считать, что все три фазы включаются одновременно; при таких условиях сумма не только вынужденных, но и свободных составляющих переходного процесса в трех фазах равна нулю, и переходный процесс характеризуется параметрами прямой последовательности. Поскольку максимальное напряжение наблюдается в конце разомкнутой линии, ограничимся определением $u\,(l)$.

Задача о включении линии на постоянное напряжение была рассмотрена в гл. 13. При любой другой форме воздействующей э. д. с. напряжение в конце линии в операторной форме записывается в виде

$$U\,(l,\ p) = \frac{E\,(p)}{\operatorname{ch} p\tau + pT \operatorname{sh} p\tau}, \qquad (22\text{-}1)$$

где $T = L_{\text{и}}/z_c$; $\tau = l/v = \sqrt{L'C'}\, l$.

В системе относительных единиц ($\omega = 1$) $\tau = \sqrt{L'C'}\, l = \beta l$ и выражается в радианах; $E\,(p)$ — изображение э. д. с. источника;

$$e = E_m \sin(\omega t + \varphi) = E_m(\cos\varphi \sin\omega t + \sin\varphi \cos\omega t) \doteqdot$$
$$\doteqdot E_m\left(\cos\varphi \frac{\omega^2}{p^2+\omega^2} + \sin\varphi \frac{p}{p^2+\omega^2}\right). \qquad (22\text{-}2)$$

При включении в максимум э. д. с. ($\varphi = 90°$)

$$e = E_m \cos\omega t \doteqdot E_m \frac{p}{p^2+\omega^2}.$$

Для этих условий

$$U_l(p) = \frac{E_m}{p}\frac{p^2}{p^2+\omega^2}\frac{1}{\operatorname{ch} p\tau + pT \operatorname{sh} p\tau} = \frac{E_m}{p}\frac{H(p)}{F(p)}. \qquad (22\text{-}3)$$

Решение операторного уравнения (22-3) получается в виде, аналогичном решению (13-38):

$$u(l) = A_{\text{уст}} \cos \omega t - \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cos \omega_k t, \qquad (22\text{-}4)$$

где ω_k — частоты собственных колебаний, которые определяются по рис. 13-18; $A_{\text{уст}}$ — амплитуда вынужденной составляющей, которая может быть найдена по (20-9):

$$A_{\text{уст}} = E_m \frac{x_{\text{вх}}}{x_{\text{вх}} - x_{\text{и}}}\frac{1}{\cos \omega\tau} = E_m \frac{1}{\cos \omega\tau - \frac{\omega L_{\text{и}}}{z_{\text{с}}} \sin \omega\tau}; \qquad (22\text{-}5)$$

$\dot{A}_k = \pm A_k$ — амплитуды свободных составляющих, которые отличаются от соответствующих амплитуд при включении на постоянное напряжение (13-39) множителем $\frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2}$:

$$\dot{A}_k = E_m \frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2}\frac{2}{\cos \omega_k\tau + \frac{\omega_k\tau}{\sin \omega_k\tau}} = E_m \frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2} f(\omega_k\tau). \qquad (22\text{-}6)$$

Множитель $\frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2}$ при $k = 1$ может меняться в широких пределах. Так как схема практически всегда работает в дорезонансных условиях ($\omega_1 > \omega$), то этот множитель положителен и больше единицы. Для высших гармоник ($k = 2, 3$ и т. д.) $\omega_k^2 \gg \omega^2$, т. е. $\frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2}$ мало отличается от единицы.

Функции $f(\omega_k\tau)$ были построены на рис. 13-19 в зависимости от параметра T/τ, который, как это следует из рис. 13-18, определяет значения $\omega_k\tau$. Отношение T/τ можно представить также в виде

$$T/\tau = \frac{L_{\text{и}}}{z_c \sqrt{L'C'}\, l} = \frac{L_{\text{и}}}{L' l},$$

т. е. представляет собой отношение сосредоточенной индуктивности к распределенной. Из рис. 13-19 видно, что при изменении T/τ от 0 до ∞ $f(\omega_1\tau)$ изменяется от 1,28 до 1, а $f(\omega_2\tau)$, $f(\omega_3\tau)$ и т. д. быстро уменьшаются до нуля.

Амплитуды свободных колебаний образуют знакопеременный ряд, члены которого убывают с увеличением порядкового номера k. При подстановке в (22-4) $t = 0$ и $U(l) = 0$ получается:

$$A_{\text{уст}} - A_1 + A_2 - A_3 + \ldots = 0. \qquad (22\text{-}7)$$

Отсюда следует, что $A_1 > A_{\text{уст}}$, т. е. амплитуда первой свободной составляющей больше амплитуды составляющей установившегося режима в отличие от одночастотного колебательного контура, где $A_1 = A_{\text{уст}}$.

На рис. 22-1 построены отдельные составляющие (22-4) и суммарная кривая напряжения в конце линии. Максимальные значения вынужденной составляющей и свободных составляющих с первой и второй собственной частотой могут совпадать, что и наблюдается в данном частном случае при $t = T/2$:

$$U_{\text{макс}} \approx A_{\text{уст}} + A_1 + A_2; \qquad (22\text{-}8)$$

$$K_{\text{уд}} = \frac{A_{\text{уст}} + A_1 + A_2}{A_{\text{уст}}} = 1 + \frac{A_1 + A_2}{A_{\text{уст}}} > 2. \qquad (22\text{-}8\text{а})$$

Таким образом, в отличие от колебательного контура ударный коэффициент при включении длинной линии (без учета затухания) может быть больше двух за счет увеличения амплитуды первой свободной составляющей и наличия высших гармоник. Это свойство длинной линии проявляется при малых значениях T/τ, т. е. в тех случаях, когда сосредоточенная индуктивность мала по сравнению с распределенной. Чем больше T/τ, тем ближе переходный процесс в длинной линии к процессу в одночастотном колебательном контуре.

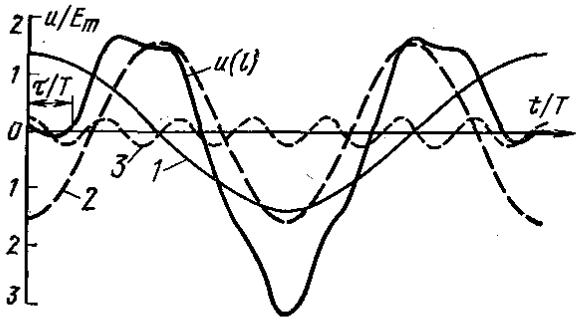


Рис. 22-1. Напряжение u (l) в конце разомкнутой линии и его составляющие: $L_{\text{и}} = 0{,}29$; $l = 500$ км ($\omega\tau = 30°$); $\omega_1 = 2$; $\omega_2 = 6{,}9$.

1 — вынужденная составляющая; *2* — первая гармоника; *3* — вторая гармоника.

Для линий с реакторами остаются в силе соотношения (22-4) и (22-7), но ударный коэффициент несколько возрастает, так как реакторы, обладая большой индуктивностью, оказывают для высокочастотного переходного процесса значительно большее сопротивление, чем для установившегося режима.

Если в длинной линии имеются установка продольной компенсации и реакторы, включенные за УПК, то в переходном процессе появляется еще одна свободная составляющая с низкой частотой ω_0 (субгармоника), которая определяется преимущественно емкостью продольной компенсации и индуктивностью реакторов, включенных за УПК. Для линии с продольной компенсацией

$$u(e) = A_{\text{уст}} \cos \omega t - \sum_{k=0}^{\infty} A_k \cos \omega_k t. \qquad (22\text{-}9)$$

Обычно $\omega_0 = (0{,}25—0{,}35)\,\omega$, а амплитуда субгармоники A_0 не превосходит $0{,}1A_{\text{уст}}$. При $t = 0$ имеем:

$$A_{\text{уст}} - A_0 - A_1 + A_2 - A_3 + \ldots = 0. \qquad (22\text{-}10)$$

Из сравнения (22-10) и (22-7) следует, что при наличии субгармоники $A_1/A_{\text{уст}}$ несколько уменьшается по сравнению с $A_1/A_{\text{уст}}$ в схемах, где субгармоника отсутствует.

В (22-4) и (22-9) не были учтены активные потери. Рассматриваемые схемы представляют собой так называемые «схемы с малыми

потерями», в которых можно не учитывать влияние потерь на амплитуду, частоту и фазу свободных составляющих. Роль потерь сводится к затуханию свободных составляющих, т. е. в (22-4) и (22-9) выражения под знаком суммы должны умножаться на экспоненциальный множитель $e^{-\delta_k t}$:

$$u(l) = A_{\text{уст}} \cos \omega t - \sum_{k=0}^{\infty} A_k e^{-\delta_k t} \cos \omega_k t. \qquad (22\text{-}11)$$

Вычисление коэффициентов затухания δ_k является сложной задачей.

Затухание обусловлено потерями не только в проводах линии, но и потерями в земле; ниже будет показано, что благодаря неодновременности включения фаз, которую мы пока не учитывали, схема в течение нескольких периодов ведет себя, как несимметричная.

Если напряжение переходного процесса превышает $U_{\text{кр}}$, то начинает сказываться влияние короны, но оно проявляется в полной мере с запаздыванием на два-три полупериода, так как стационарный ток короны и потери на корону устанавливаются в течение некоторого времени.

По данным измерений на действующих линиях электропередачи 500 кВ, среднее значение δ_k может быть принято равным 30 1/с или $30/314 \approx 0{,}01$ 1/рад, т. е. 0,6 за период, что соответствует уменьшению амплитуды свободных колебаний в течение периода на 45%.

22-2. ВЛИЯНИЕ СОБСТВЕННОЙ ЧАСТОТЫ И ФАЗЫ ВКЛЮЧЕНИЯ НА УДАРНЫЙ КОЭФФИЦИЕНТ

Рассмотрим влияние угла включения φ на ударный коэффициент при разных собственных частотах схемы. Для этого воспользуемся выражением (22-2), а также учтем, что при включении на синусоидальное напряжение ($\varphi = 0$) переходный процесс характеризуется соотношением

$$u(l) = A_{\text{уст}} \sin \omega t - \sum_{k=0}^{\infty} \dot{A}_k \frac{\omega}{\omega_k} e^{-\delta_k t} \sin \omega_k t, \qquad (22\text{-}12)$$

где $\dot{A}_k$ — амплитуда колебаний при $\varphi = 90°$.

При $e = E_m \sin(\omega t + \varphi)$ получаем:

$$u(l) = \sin\varphi \left[A_{\text{уст}} \cos \omega t - \sum_{k=0}^{\infty} A_k e^{-\delta_k t} \cos \omega_k t \right] +$$

$$+ \cos\varphi \left[A_{\text{уст}} \sin \omega t - \sum_{k=0}^{\infty} A_k \frac{\omega}{\omega_k} e^{-\delta_k t} \sin \omega_k t \right] =$$

$$= A_{\text{уст}} \sin(\omega t + \varphi) - \sum_{k=0}^{\infty} \dot{A}_k e^{-\delta_k t} \sqrt{\sin^2 \varphi + \left(\frac{\omega}{\omega_k}\right)^2 \cos^2 \varphi} \times$$

$$\times \sin(\omega_k t + \varphi_k), \qquad (22\text{-}13)$$

где $\varphi_k = \operatorname{arctg}\left[\frac{\omega_k}{\omega} \operatorname{tg} \varphi\right]$.

Из (22-13) следует, что при отклонении угла включения от 90° амплитуды свободных колебаний с частотой $\omega_k > \omega$ уменьшаются, причем влияние угла включения тем больше, чем выше частота. Амплитуды субгармонических колебаний, наоборот, возрастают, если включение происходит не в момент максимума э. д. с., достигая наибольшей величины при $\varphi = 0$ или 180°. Таким образом, ударный коэффициент зависит от угла включения и частот собственных колебаний. Прежде чем рассмотреть эту зависимость для схемы с продольной и поперечной компенсацией, обратимся к более простой схеме, т. е. к одночастотному колебательному контуру.

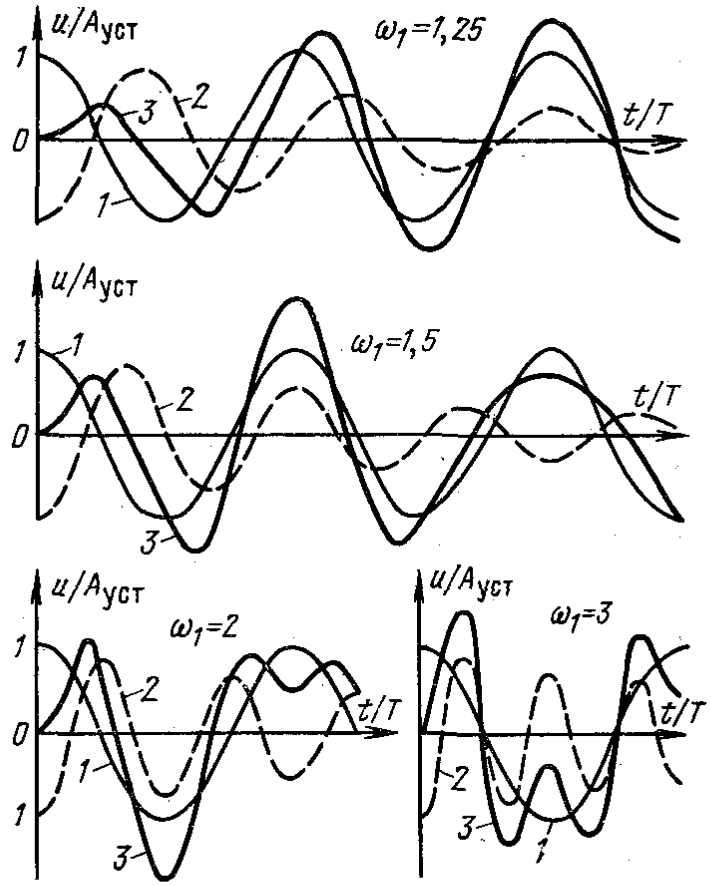


Рис. 22-2. Изменение напряжения в колебательном контуре при включении в максимум э. д. с.

1 — вынужденная составляющая; *2* — свободная составляющая; *3* — суммарное напряжение.

На рис. 22-2 построены отдельные составляющие переходного процесса, отнесенные к амплитуде вынужденной составляющей $u_{уст}/A_{уст}$, $u_{св}/A_{уст}$, и результирующая кривая при разных частотах и включении в максимум э. д. с. Максимальные ординаты кривых на рис. 22-2 дают непосредственно ударный коэффициент.

Чем ближе частота собственных колебаний к частоте источника, тем позднее наступает приблизительное совпадение максимумов $u_{уст}$ и $u_{св}$, а следовательно, и максимум переходного процесса и тем больше сказывается эффект затухания свободной составляющей. Таким образом, ударный коэффициент уменьшается по мере приближения частоты свободных колебаний к частоте источника. В предельном случае резонанса $K_{уд} = 1$. Общая тенденция роста $K_{уд}$ с увеличением частоты нарушается при $\omega_1 = 3$, так как при $\varphi = 90°$ максимумы вынужденной и свободной составляющей не могут совпасть.

При угле включения, отличающемся от 90°, уменьшение амплитуды свободных колебаний приводит, как правило, к уменьшению $K_{уд}$, за исключением некоторых специфических случаев (например, $\omega_1 = 3$). На рис. 22-3, *а* представлены зависимости $K_{уд}$ от фазы включения при разных частотах, а на рис. 22-4 — зависимость максимального ударного коэффициента от частоты. Видна резко выраженная зависимость от частоты характера кривых $K_{уд} = f(\varphi)$ и

максимального ударного коэффициента в диапазоне частот (1,25—2,0) ω.

На рис. 22-3, *б* иллюстрируется влияние мощности источника и структуры передачи на ударный коэффициент при одинаковой пер-

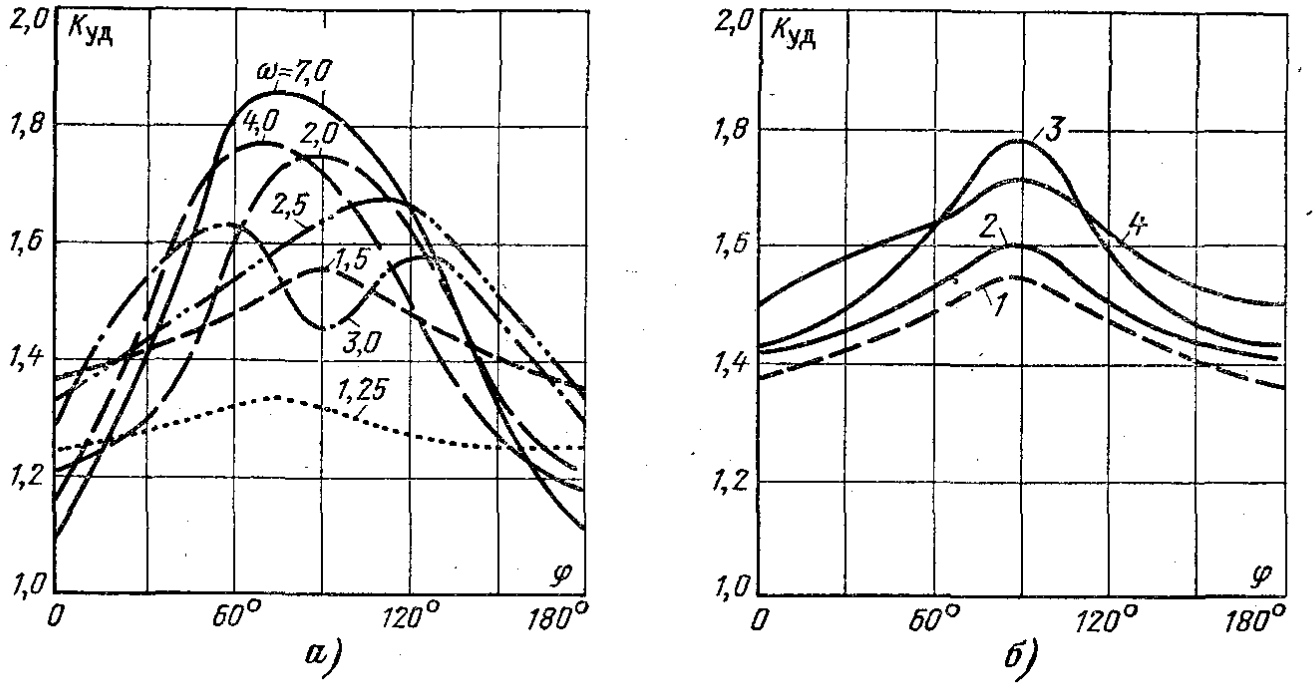


Рис. 22-3. Зависимости $K_{уд}$ от фазы включения ($\delta = 30$ 1/с).
а — влияние частоты ω_1 на $K_{уд}$; *б* — влияние структуры передачи на $K_{уд}$ ($\omega_1 = 1{,}5$).

вой собственной частоте $\omega_1 = 1{,}5\omega$ в разных схемах. Кривая *1* относится к колебательному контуру или к короткой линии, присоединенной к источнику малой мощности, а кривая *2* — к линии большой длины без компенсирующих устройств при отношении $T/\tau = 0{,}24$. Кривые *3* и *4* построены для линии $l = 1000$ км при том же отношении T/τ, но при наличии поперечной компенсации (кривая *3*) и обоих видов компенсации (кривая *4*). Кривые подтверждают высказанные выше соображения относительно влияния различных факторов на ударный коэффициент. Приближенное представление о характере зависимости ударного коэффициента от угла включения может быть получено путем расчета ударного коэффициента в колебательном контуре, обладающем той же частотой, что и рассматриваемая линия. Кривая $K_{уд} = f(\varphi)$ для линии идет несколько выше, чем для колебательного контура, за счет высших гармоник и превышения амплитуды колебаний первой собственной частоты над амплитудой вынужденной составляющей. Это различие, как правило, ска-

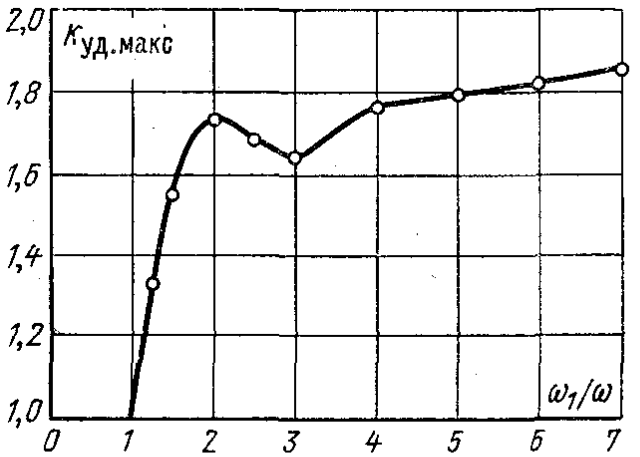


Рис. 22-4. Зависимость максимального ударного коэффициента в колебательном контуре от частоты ($\delta = 30$ 1/с).

зывается тем больше, чем меньше $L_и/L'l$, т. е. проявляется при большой мощности источника и длине линии. Наличие реакторов увеличивает ударный коэффициент, преимущественно в области максимума, а наличие продольной компенсации выравнивает кривую $K_{уд} = f(\varphi)$, т. е. уменьшает ударный коэффициент вблизи максимума и увеличивает $K_{уд}$ при включении вблизи нулевого значения э. д. с.; это объясняется наличием субгармонической составляющей.

Рассмотрим влияние магнитного шунта трансформатора на ударный коэффициент. До включения линии трансформатор на питающем конце линии находился под напряжением, равным номинальному. Увеличение напряжения в начале линии после ее включения приводит к относительно небольшой свободной составляющей в потоке, поскольку поток изменяется не от нулевого значения, а от номинального. В подавляющем большинстве случаев магнитный шунт не влияет на ударный коэффициент, в особенности при большой мощности системы, малая индуктивность которой шунтирует нелинейную индуктивность намагничивания. Исключение составляют случаи, когда в схеме наблюдаются условия, близкие к резонансным. Например, если схема находится на границе устойчивости для второй гармоники, то эта гармоника возникает в переходном режиме, значительно повышая максимальное напряжение, а в установившемся режиме может не «удержаться»; в этом случае ударный коэффициент повышается. Наоборот, если в установившемся режиме существует какая-либо высшая гармоника (чаще всего вторая или пятая), то $K_{уд}$ уменьшается, что является общим свойством резонансных явлений.

При включении блочных схем «трансформатор — линия» наличие невозбужденного трансформатора вызывает энергичный переходный процесс. Свободная составляющая магнитного потока трансформатора в этом случае значительно выше, чем при включении линии, так как магнитный поток возрастает с нуля. Увеличение магнитного потока приводит к большому насыщению и к появлению высших гармоник. Если имеются частотные условия, то может появиться вторая и другие четные гармоники. Ввиду того, что свободная составляющая магнитного потока затухает медленно (десятки секунд), переходный процесс, характеризующийся значительными перенапряжениями феррорезонансного характера, получается затяжным. Это явление, получившее название «переходного феррорезонанса», представляет для изоляции и разрядников практически такую же опасность, как перенапряжения установившегося режима.

22-3. СТАТИСТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ УДАРНЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ. ВОЗМОЖНЫЕ ВЕЛИЧИНЫ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ВКЛЮЧЕНИИ ЛИНИИ

Статистические характеристики. Для построения статистических характеристик (кривых вероятности) ударных коэффициентов нужно знать, помимо зависимостей $K_{уд} = f(\varphi)$, также и функции распределения углов включения. Их теоре-

тическое определение основано на некоторых идеализированных представлениях о работе выключателей, т. е. приняты следующие допущения:

включение осуществляется путем пробоя промежутка между контактами в момент, когда мгновенное значение напряжения на межконтактном промежутке делается равным его пробивному напряжению;

пробивное напряжение промежутка пропорционально расстоянию между контактами;

на заключительной стадии движения контактов расстояние между контактами и пробивное напряжение уменьшаются линейно.

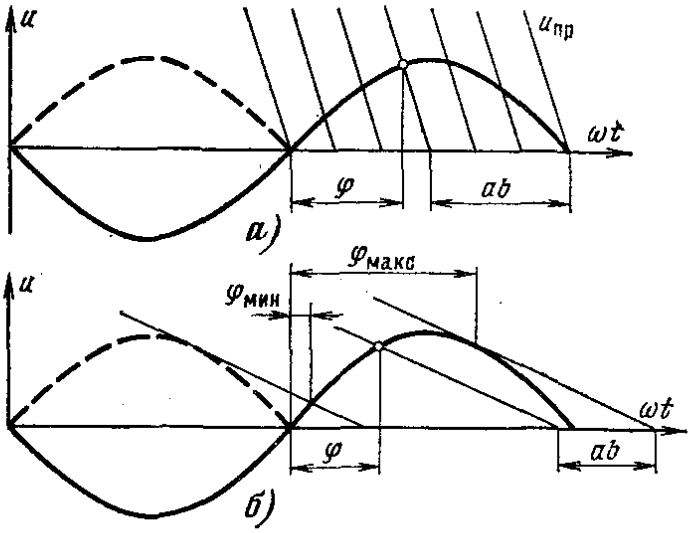


Рис. 22-5. Построение функций распределения углов включения.

$а - du_{пр}/dt > \omega U_ф$; $б = du_{пр}/dt < \omega U_ф$.

На рис. 22-5 показан метод построения функций распределения углов включения $\bar{F}(\varphi) = P(> \varphi)$ — вероятности углов больше, чем φ. Наклон равноотстоящих параллельных прямых характеризует различную скорость изменения пробивного напряжения. Отношение $ab/л$ представляет вероятность того, что угол включения будет больше φ. Изменяя $du_{пр}/dt$, можно построить различные кривые распределения (*1*, *2*, *3*), которые приведены на рис. 22-6. В пределе, когда $du_{пр}/dt \to \infty$, кривая распределения углов включения превращается в прямую линию, т. е. любые углы равновероятны. С уменьшением $du_{пр}/dt$ уменьшается вероятность включения на нисходящей части синусоиды. Рисунок 22-5, *б* и кривые *4* и *5* на рис. 22-6 относятся к случаю, когда $du_{пр}/dt < \omega U_ф$; при этом все возможные углы включения заключены между двумя параллельными прямыми, которые являются касательными к синусоиде, т. е. углы меньше $\varphi_{мин}$ и больше $\varphi_{макс}$ исключаются.

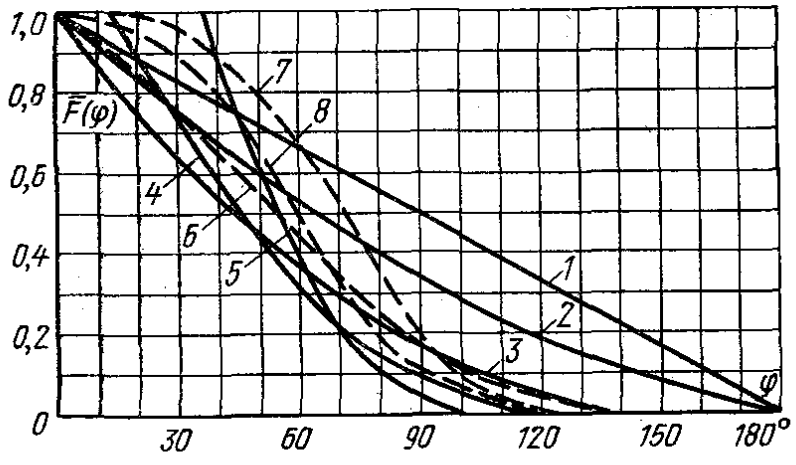


Рис. 22-6. Функции распределения углов включения.

1 — $du_{пр}/dt = \infty$; *2* — $du_{пр}/dt = 2\omega U_ф$; *3* — $du_{пр}/dt = \omega U_ф$; *4* — $du_{пр}/dt = 0{,}5\ \omega U_ф$; *5* — $du_{пр}/dt = 0{,}2\omega U_ф$; *6*, *7* — воздушные выключатели с воздухонаполненным и ножевым отделителями; *8* — баковые масляные выключатели.

На рис. 22-6 приведены также кривые (*6*—*8*) по данным НИИПТ, которые получены путем статистической обработки результатов измерений. Кривая *6* (опытная) для воздушного выключателя с воздухонаполненным отделителем довольно близко подходит к теоретической кривой *3*, а кривая *7* (баковый масляный выключатель) — к теоретической кривой *5*.

На рис. 22-3 было приведено несколько зависимостей ударных коэффициентов от угла включения. Вероятность появления ударного коэффициента, превышающего заданный, $\bar{F}(K_{\text{уд}})$ равна вероятности попадания угла включения в интервал $\varphi_2 - \varphi_1$, а вероят-

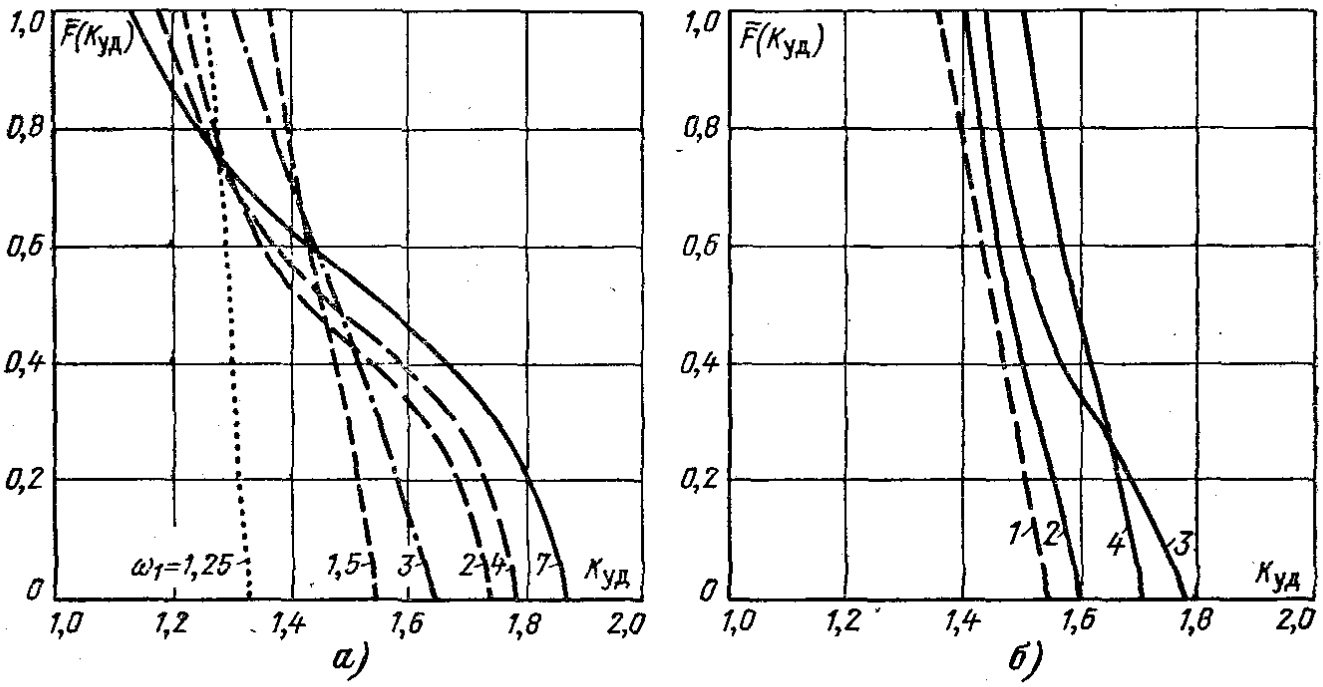


Рис. 22-7. Функции распределения $\bar{F}(K_{\text{уд}})$ при равномерной плотности углов включения.

а — колебательный контур [влияние частоты на $\bar{F}(K_{\text{уд}})$]; *б* — влияние структуры передачи на $\bar{F}(K_{\text{уд}})$ (данные по рис. 22-3).

ность этих углов включения определяется по одному из соответствующих графиков рис. 22-6. Таким путем на рис. 22-7, *а* построены функции распределения ударных коэффициентов в конце коротких линий, присоединенных к источникам малой мощности, которые могут быть сведены к колебательному контуру. Функции распределения зависят от частоты, причем с увеличением частоты обнаруживается тенденция к «растягиванию» кривых. При частотах, близких к частоте источника, функции распределения смещаются влево и идут очень круто. Почти все кривые пересекаются друг с другом, средние значения ударных коэффициентов близки при существенном различии в области максимальных значений.

На рис. 22-7, *б* приведены кривые, построенные на основании рис. 22-3, *б*, иллюстрирующие влияние структуры электропередачи и длины линии на функции распределения ударных коэффициентов.

Кривые на рис. 22-7 вычислены для равномерной плотности вероятности углов включения (кривая *1* на рис. 22-6). При других

характеристиках выключателя кривые рис. 22-7 изменяют свою форму, т. е. вероятности $K_{уд}$, близких к максимальным, увеличиваются.

При построении функций распределения ударных коэффициентов нами не рассматривалась неодновременность включения (разброс) фаз, учет которого в аналитической форме является сложной задачей. Она обычно решается с помощью цифровых машин. На рис. 22-8 приведены рассчитанные на ЭВМ кривые напряжений при включении каждой фазы в максимум э. д. с. с интервалом в 60°. После замыкания первой фазы выключателя на других фазах вследствие электромагнитной связи появляется напряжение; включение второй и третьей фаз происходит при «ненулевых» начальных условиях. Вплоть до замыкания третьей фазы схема находится в условиях несимметричного режима, т. е. в ней существуют токи и напряжения нулевой последовательности. После замыкания третьей фазы схема становится симметричной, но токи и напряжения нулевой последовательности не могут мгновенно исчезнуть; свободные составляющие нулевой последовательности продолжают некоторое время циркулировать в схеме; их затухание обусловлено сопротивлением земли, которое практически линейно зависит от частоты. На рис. 22-8 выделена составляющая нулевой последовательности u_0. В зависимости от фазовых сдвигов между u_0 и напряжениями других фаз ударный коэффициент может увеличиваться или уменьшаться по сравнению со случаем одновременного включения. В данном случае (включение каждой из фаз при максимуме э. д. с.), который является одним из самых неблагоприятных, $K_{уд}$ в фазе A увеличивается на 15% за счет разброса фаз.

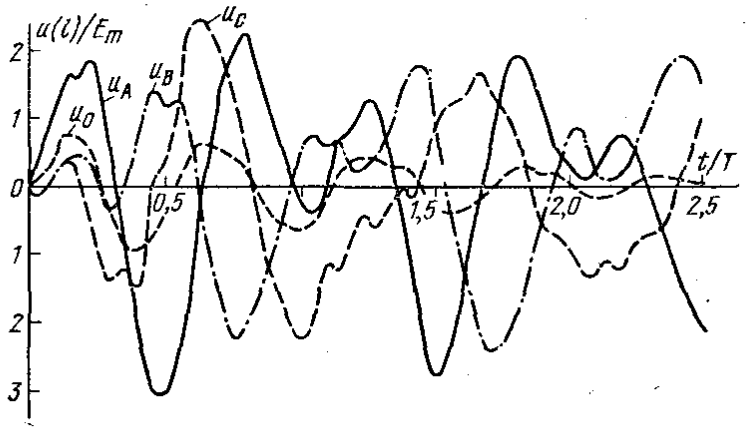


Рис. 22-8. Кривые напряжений в разных фазах и в нулевом канале при неодновременном включении фаз (конец линии $l = 500$ км; $L_и = 0{,}29$).

Помимо углов включения φ_A, φ_B, φ_C, трехфазная коммутация характеризуется также интервалами между включениями каждой фазы. По данным испытаний, вероятность того, что интервал между включениями двух фаз меньше полупериода, составляет приблизительно 0,6 — 0,7, от полупериода до периода 0,3—0,2, больше периода 0,1.

Функции распределения ударных коэффициентов могут быть определены с помощью ЭВМ двумя способами: путем систематического рассмотрения всех возможных вариантов включения или методом статистического моделирования. При обоих способах расчета учитываются функции распределения углов и интервалов включения.

На рис. 22-9 приведены функции распределения $\bar{F}(K_{уд})$ при одновременном и неодновременном включении фаз. Разброс фаз приводит к некоторому растягиванию кривых в области максимальных ударных коэффициентов.

При построении функций распределения можно рассматривать каждую трехфазную коммутацию как три независимых события, т. е. принимать за единицу счета одну фазокоммутацию (кривые *1*). Согласно другому подходу каждая трехфазная коммутация является одним событием, а за ударный коэффициент принимается наибольший ударный коэффициент в любой из трех фаз (кривые *2*). Правомерность того или иного подхода определяется поставленной инженерной задачей. Например, если линия не имеет разрядников и превышение напряжения над уровнем изоляции хотя бы в одной из фаз приводит к перекрытию изоляции и отключению линии, то нужно принимать трехфазную коммутацию за одно событие.

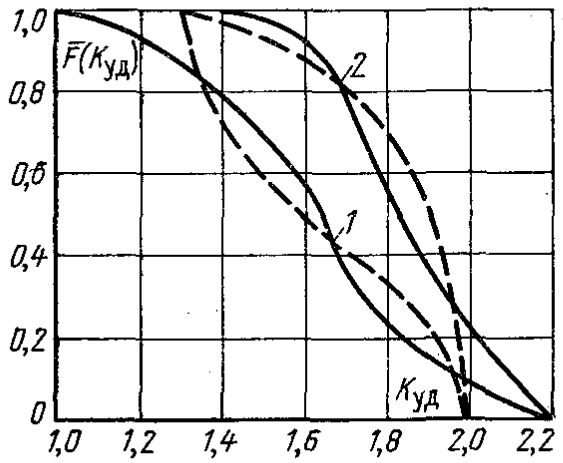


Рис. 22-9. Функции распределения $\bar{F}(K_{уд})$ при одновременном (пунктир) и неодновременном включении фаз.

1 — учитываются все фазокоммутации; *2* — учитывается одно (наибольшее) значение $K_{уд}$ при каждой коммутации ($l = 500$ км; $L_и = 0{,}29$).

Связь между обеими функциями распределения дается соотношением, известным из теории вероятностей:

$$\bar{F}_{(3)}(K_{уд}) = 1 - [1 - \bar{F}_{(1)}(K_{уд})]^3. \qquad (22\text{-}14)$$

Достоверность исходных данных и физических представлений, на которых строятся расчеты на ЭВМ и опыты на физических моделях, должна проверяться в полевых условиях. Однако при полевых измерениях трудно выявить влияние отдельных факторов (параметров схемы, характеристик выключателей) на ударные коэффициенты, так как число коммутаций в каждой определенной точке сети ограничено и не всегда позволяет строить функцию распределения для каждого отдельного эксперимента. При объединении данных, полученных в различных сетях, можно получить некоторую усредненную функцию распределения, которая отражает не только статистический характер процесса, но и статистику параметров сети.

Научно-исследовательским институтом постоянного тока (НИИПТ) опубликованы результаты около 300 измерений в действующих сетях различного номинального напряжения (преимущественно 110—330 кВ), причем переходные процессы характеризовались частотами (1,6—6,8) ω. По данным измерений построена функция распределения, которая отвечает нормальному закону с параметрами $\bar{K}_{уд} = 1{,}61$ и $\sigma = 0{,}184$. Задаваясь отклонениями

от среднего 1σ, 2σ, 3σ, можно получить вероятности $K_{уд}$ в области максимальных значений:

$K_{уд}$ . . .	1,8	1,98	2,16
$F(K_{уд})$ . .	0,16	0,023	0,0013

Предложенная зависимость дает ориентировку при оценке возможных значений ударных коэффициентов и их вероятностей; она может быть использована для линий среднего напряжения, но переносить эту зависимость на линии СВН большой протяженности с компенсирующими устройствами, в особенности 750 и 1150 кВ, не представляется возможным, тем более что собственные частоты таких линий (около 1,5 ω) находятся вне диапазона частот, которым отвечает приведенная зависимость.

Возможные величины перенапряжений. В линиях среднего напряжения (до 220 кВ включительно) вынужденная составляющая напряжения в конце разомкнутой линии даже без проведения каких-либо специальных мероприятий не превышает (1,1—1,2) $U_ф$. Амплитуда переходного процесса даже при самых неблагоприятных условиях ниже уровня изоляции $3U_ф$.

В линиях СВН плановое включение осуществляется в заранее подготовленных условиях так, чтобы обеспечить минимально возможные повышения напряжения. Для этой цели включаются реакторы, снижается э. д. с. генераторов, устанавливаются минимальные коэффициенты трансформации. В результате этих мероприятий удается ограничить установившееся значение напряжения до (1,0—1,2) $U_ф$, т. е. в среднем до 1,1 $U_ф$, что приводит к перенапряжениям не выше 2,5 $U_ф$, безопасным для изоляции линий 330—500 кВ. На линиях 750 кВ существует небольшая вероятность превышения напряжения переходного процесса над уровнем изоляции (2,1 $U_ф$). Для линий 1150 кВ с уровнем изоляции 1,8 $U_ф$ эта вероятность повышается, т. е. включение разомкнутой линии является расчетной коммутацией, требующей ограничения перенапряжений.

Не исключается возможность включения линии при наличии однофазного к. з., что вызывает дополнительное повышение максимального напряжения до (2,5—2,8) $U_ф$.

22-4. ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ АВТОМАТИЧЕСКОМ ПОВТОРНОМ ВКЛЮЧЕНИИ (АПВ)

Применение АПВ основано на том, что подавляющее большинство замыканий носит дуговой характер. Рассмотрим трехфазное АПВ линии при однофазном к. з. (рис. 22-10). После отключения линии с двух сторон дуга гаснет и линия может быть снова включена через интервал времени $t_{АПВ}$ (пауза АПВ). Разобьем цикл АПВ на следующие этапы:

отключение линии выключателем B_2, ближайшим к месту к. з., приводящее к кратковременному режиму одностороннего питания линии;

отключение линии выключателем B_1, т. е. обрыв емкостного тока при переходе его через нулевое значение, что соответствует максимуму напряжения на линии;

повторное включение разомкнутой линии выключателем B_1;

замыкание выключателя B_2 и восстановление нормальной схемы электроснабжения.

Если за время паузы АПВ дуга погасла, то АПВ оказывается успешным. В противном случае (неуспешное АПВ) линия отключается окончательно.

После срабатывания выключателя B_2 напряжения на неповрежденных фазах в начале и в конце линии отличаются друг от друга и от э. д. с. источника вследствие емкостного эффекта и несимметрии (это различие особенно велико, если переходный процесс после отключения еще не успел затухнуть). После отключения линии выключателем B_1 заряд на поврежденной фазе стекает в землю через дугу, а на неповрежденных фазах наступает высокочастотный колебательный процесс выравнивания напряжения вдоль линии, обусловленный тем, что емкости линии в разных точках неповрежденных фаз имеют неодинаковый заряд (рис. 22-10, *б*). После затухания переходного процесса в линии без компенсации заряд равномерно распределяется вдоль линии, по всей длине которой устанавливается одинаковое напряжение $U_{0н} > E$, зависящее от интервала между моментами срабатывания B_2 и B_1, длины линии, мощности источника и коэффициента несимметрии. Во время паузы АПВ заряд медленно стекает в землю через активные проводимости, которые определяются степенью загрязнения поверхности изоляторов и метеорологическими условиями. К концу паузы АПВ напряжение на линии делается равным $U_0 = U_{0н}K_д$, где $K_д$ — коэффициент, характеризующий уменьшение напряжения за время бестоковой паузы. В среднем для сухой погоды при паузе $t_{АПВ} = 0{,}4$с, $K_д = 0{,}6 \div 0{,}7$, однако эти цифры носят ориентировочный характер. Из сказанного следует, что даже при заданных параметрах схемы U_0 является статистической величиной, зависящей от места к. з., интервала между моментами срабатывания выключателей, состояния поверхности изоляторов, условий погоды.

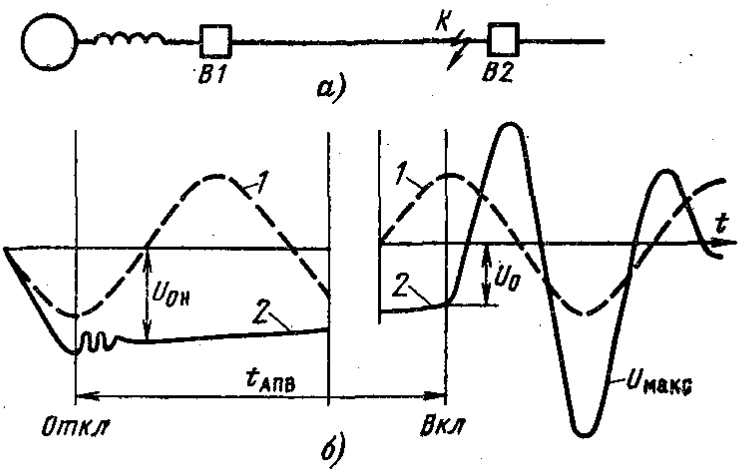


Рис. 22-10. Переходный процесс в цикле АПВ.

а — схема; *б* — кривые напряжений; *1* — э. д. с. источника; *2* — напряжение в конце линии.

При определенных значениях U_0 напряжение переходного процесса может быть найдено методом наложения, т. е. путем суммирования двух напряжений: напряжения при включении незаряжен-

ной линии, которое может быть рассчитано по (22-13), и напряжения при саморазряде линии с начальным напряжением U_0 через индуктивность источника. Это напряжение можно определить, если в (22-6) подставить $E = -U_0$, $\omega = 0$ $\left(\frac{\omega_k^2}{\omega_k^2 - \omega^2} = 1\right)$.

Пренебрегая составляющими высших частот, получаем следующее приближенное уравнение переходного процесса:

$$u(l) = E_m \frac{\omega_1^2}{\omega_1^2 - \omega^2} \sin(\omega t + \varphi) - U_0 e^{-\delta_1 t} \cos \omega_1 t - E_m \times$$

$$\times \frac{\omega_1^2}{\omega_1^2 - \omega^2} e^{-\delta_1 t} \left[\sin \varphi \cos \omega_1 t + \frac{\omega}{\omega_1} \cos \varphi \sin \omega_1 t\right] =$$

$$= E_m \frac{\omega_1^2}{\omega_1^2 - \omega^2} \left[\sin(\omega t + \varphi) - e^{-\delta_1 t} \times\right.$$

$$\left. \times \sqrt{\left(\sin \varphi + \frac{U_0}{E} \frac{\omega_1^2 - \omega^2}{\omega_1^2}\right)^2 + \left(\frac{\omega}{\omega_1} \cos \varphi\right)^2} \sin(\omega_1 t + \varphi_1)\right], \quad (22\text{-}15)$$

где

$$\varphi_1 = \operatorname{arctg}\left[\frac{\omega_1}{\omega} \frac{\sin \varphi + \frac{U_0}{E} \frac{\omega_1^2 - \omega^2}{\omega_1^2}}{\cos \varphi}\right]. \quad (22\text{-}15а)$$

В (22-15) под U_0 подразумевается абсолютное значение начального напряжения на линии, а φ меняется в пределах 0—360°. В интервале 0—180° знаки U_0 и э. д. с. источника противоположны, а в интервале 180—360° U_0 и э. д. с. имеют один и тот же знак. Зависимость $K_{уд}$ от φ показана на рис. 22-11, *а* ($\omega_1 = 2$, $E = 1$, $U_0 = 1$). Для сравнения пунктиром проведена кривая $K_{уд} = f(\varphi)$ при включении незаряженной линии. Из формул и графика следует, что максимальный ударный коэффициент при АПВ может значительно возрастать по сравнению со слу-

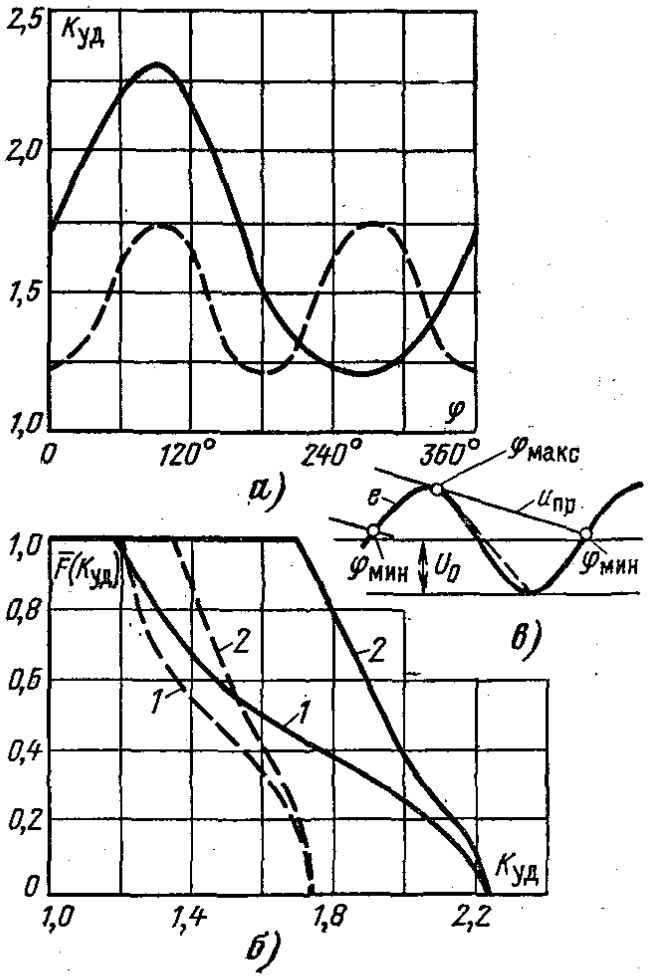


Рис. 22-11. Определение ударного коэффициента и его вероятности при АПВ.

а — зависимость $K_{уд} = f(\varphi)$; *б* — функции распределения $\overline{F}(K_{уд})$ при АПВ (—) и при включении незаряженной линии (— — — —); *в* — определение вероятности углов включения при $du_{пр}/dt = 0{,}2\ \omega U_ф$; *1* — $du_{пр}/dt = \infty$; *2* — $du_{пр}/dt = 0{,}2\omega U_ф$.

чаем включения незаряженной линии; он получается вблизи максимума э. д. с. при противоположных знаках e и U_0 в момент включения (рис. 22-10, *б*).

Функции распределения $K_{уд}$ сильно зависят от характеристик включателей. В предельном случае бесконечно большой скорости движения контактов все значения ударных коэффициентов равновероятны; этому условию соответствует функция распределения *1* (сплошная кривая) на рис. 22-11, *б*. Если функция распределения углов включения выключателя соответствует идеализированной кривой *5* на рис. 22-7, т. е. $du_{пр}/dt = 0{,}2\,\omega U_ф$, то пробой между контактами выключателей при одинаковых знаках e и U_0 практически исключается; это видно из построения на рис. 22-11, *в*, основанном на сравнении напряжения $e - U_0$ и пробивного напряжения между контактами. Такой характеристике выключателя соответствует функция распределения *2* (сплошная кривая) на рис. 22-11, *б*.

Кривые рис. 22-11 дают упрощенную картину явления, так как не учитывают высшие частоты, разброс фаз, статистический характер U_0, а также возможность саморазряда линии частично по каналу нулевой последовательности с другими частотами и затуханиями. Однако они правильно отражают соотношение между $K_{уд}$ при АПВ и при включении незаряженной линии и влияние на ударный коэффициент характеристики выключателя.

Ограничение ударного коэффициента при АПВ может быть достигнуто теми же мерами, что и при включении (см. гл. 25), а также путем снижения начального напряжения на линии, т. е. ускорения ее разряда за время паузы АПВ. Фактором, приводящим к ускоренному разряду, является использование электромагнитных трансформаторов напряжения, включенных непосредственно на линии. Поскольку напряжение на линии, отключенной с двух сторон, меняется мало, индуктивное сопротивление обмотки трансформатора играет второстепенную роль; это приводит к возрастанию намагничивающего тока по сравнению с током при переменном напряжении, увеличению насыщения и падению индуктивности. В этих условиях основную роль играет активное сопротивление трансформатора, которое составляет около 25 Ом на 1 кВ номинального напряжения. Таким образом, линия разряжается через активное сопротивление трансформаторной обмотки в течение нескольких полупериодов, т. е. за промежуток времени, меньший, чем длительность бестоковой паузы. Однако эта естественная мера ограничения U_0, а следовательно, и максимального значения $K_{уд}$ действительна при отсутствии реакторов на линии. Если на линии включены реакторы, то после отключения емкость линии начинает разряжаться через индуктивность реакторов с частотой ω_1', меньшей, чем частота источника, поскольку емкостный ток линии обычно не компенсируется полностью. Вследствие высокой добротности реакторов ($\omega L_р/r_р = 200$) колебательный процесс затухает очень медленно. При воздействии переменного напряжения, хотя и пониженной частоты, индуктивное сопротивление трансформатора напряжения

остается высоким по сравнению с индуктивным сопротивлением реакторов и не оказывает влияния на ход процесса. За время бестоковой паузы колебательный процесс не успевает закончиться.

На рис. 22-12, *а* показаны напряжения e и u_0 вблизи конца бестоковой паузы, причем за начало отсчета взят момент, когда максимумы e и u_0 совпадают. Примем для упрощения, что к этому моменту $U_0 = E_m$ (некоторое отклонение от этого условия не играет роли).

Поскольку частоты ω_1' и ω близки друг к другу, напряжение на контактах выключателя имеет форму биений:

$$\Delta u = U_0 \cos \omega_1' t - E \cos \omega t = E \cdot 2 \sin\left(\frac{\omega - \omega_1'}{2} t\right) \sin\left(\frac{\omega + \omega_1'}{2} t\right). \quad (22\text{-}16)$$

Полупериод биений $T_1/2$ равен $\frac{\omega}{\omega - \omega_1'} T$, где T — период промышленной частоты. Например, при

$$\omega_1' = 0{,}8 \quad T_1/2 = 5T = 0{,}1 \text{ с}.$$

Свободные составляющие переходного процесса при ненулевых начальных условиях можно определить, рассматривая включение линии на э. д. с., равную разности потенциалов между контактами выключателя Δu. Зависимость амплитуд свободных колебаний и $K_{уд}$ от момента замыкания цепи приведена на рис. 22-12, *в*, из которого видно, что на значительной части периода огибающей получаются высокие ударные коэффициенты. Для того чтобы объяснить это явление, следует учесть, что токи через реакторы сдвинуты на 90° по отношению к напряжению на линии u_0; чем больше порядковый номер момента отключения (римские цифры на рис. 22-12), тем меньше мгновенное значение u_0 и тем больше мгновенное значение тока через реактор. Электромагнитная энергия, запасенная в реакторах, служит источником повышения напряжения на линии при изменении ее режима, в частности при включении. Это приводит к высоким амплитудам свободных составляющих даже в том случае, когда напряжение на контактах выключателя близко к нулю (точки *IV* и *V* на рис. 22-12), зато небольшие значения $K_{уд}$ получаются вблизи нуля огибающей.

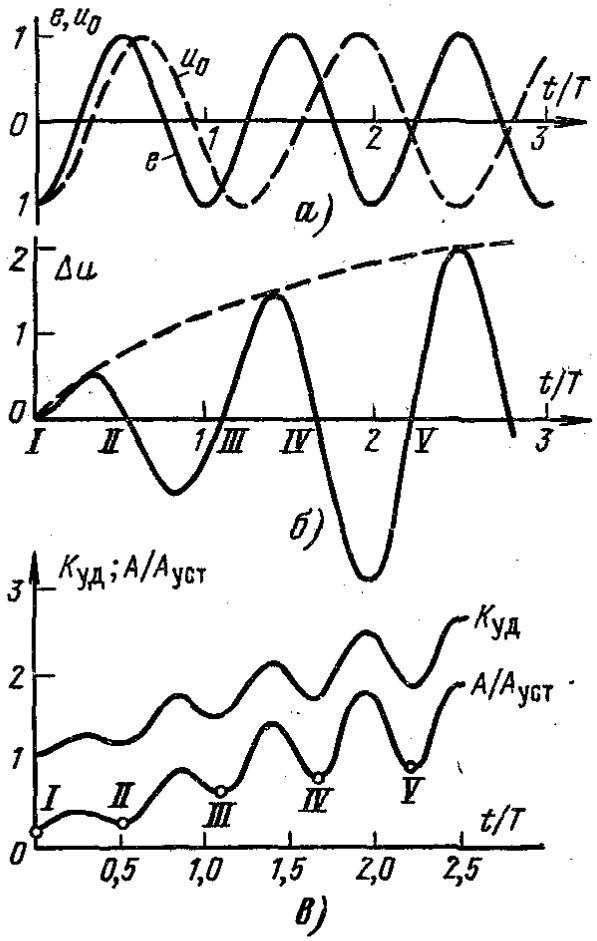


Рис. 22-12. Переходный процесс при АПВ линии с реакторами.

а — э. д. с. источника и напряжение в начале линии; *б* — напряжение на контактах выключателя; *в* — зависимость амплитуд свободных колебаний и $K_{уд}$ от момента включения.

В отличие от планового включения, которое осуществляется в заранее подготовленных условиях, АПВ может происходить при повышенных значениях э. д. с. и частично отключенных реакторах, что приводит к повышению $U_{уст}$. Таким образом, перенапряжения на АПВ обусловлены повышением напряжения из-за емкостного эффекта и большими значениями ударных коэффициентов. При неуспешном АПВ следует также учитывать повышение $U_{уст}$ за счет несимметрии. Большинство случаев АПВ приводит к перенапряжениям, превышающим уровень изоляции установок 500 кВ и выше. Меры ограничения этих перенапряжений будут рассмотрены в гл. 25.

ГЛАВА ДВАДЦАТЬ ТРЕТЬЯ

КОММУТАЦИОННЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОТКЛЮЧЕНИЯХ

23-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Значительные коммутационные перенапряжения могут возникнуть не только при включениях, но и при отключениях ненагруженных линий, ненагруженных или слабонагруженных трансформаторов, обрыве токов к. з. или токов нагрузки, разрыве передачи при выпадении из синхронизма (отключение асинхронного хода).

После начала расхождения контактов выключателя при отключении между ними некоторое время продолжает гореть электрическая дуга. Момент обрыва тока зависит от скорости деионизации дуги, которая в свою очередь определяется характеристиками выключателя и обрываемым током. При больших токах сопротивление растягивающейся дуги невелико и не оказывает влияния на форму тока; окончательный разрыв цепи практически происходит в момент прохождения тока через нулевое значение. Это упрощает статистические закономерности процесса по сравнению с включением, когда замыкание цепи возможно при различных фазах э. д. с. При малых токах (например, при отключении ненагруженных трансформаторов) степень ионизации дуги оказывается незначительной, и под действием рабочего дутья выключателя может произойти очень быстрый распад дугового канала еще до того, как ток проходит через свое нормальное нулевое значение, сопротивление дуги скачкообразно возрастает, а ток в дуге резко падает до нуля — происходит «срез» тока, который характеризуется значением $I_0 \neq 0$. При этом выделяется большая энергия $LI_0^2/2$, запасенная в индуктивности схемы L, например в индуктивности намагничивания трансформаторов, что может привести к значительным перенапряжениям.

После обрыва тока в выключателе электрическая прочность межконтактного промежутка постепенно возрастает в связи с расхождением контактов. На рис. 23-1 показаны зависимости пробивного напряжения между контактами от времени, прошедшего после обрыва тока, для воздушных и масляных выключателей 110 кВ.

Воздушные выключатели с их быстрым перемещением контактов и интенсивным дутьем имеют вначале значительно более быстрый рост электрической прочности, чем масляные выключатели, предельная же прочность у выключателей обоих типов практически одинакова. Следует отметить, что кривые, изображенные на рис. 23-1, являются приближенными; эксперименты по определению восстанавливающейся прочности выключателей обнаруживают очень большой разброс величин, который, помимо известного статистического характера пробоя, определяется разбросами в скорости расхождения контактов, интенсивности дутья, а также фазой тока в момент начала расхождения контактов.

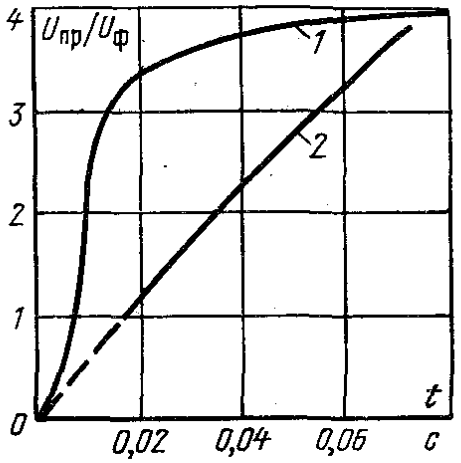


Рис. 23-1. Нарастание электрической прочности между контактами выключателей.

1 — воздушные выключатели; *2* — масляные выключатели.

Если в процессе расхождения контактов окажется, что восстанавливающееся напряжение между контактами выше, чем прочность межконтактного промежутка, то возникнет пробой промежутка, т. е. повторное включение цепи. Следующий обрыв тока произойдет при переходе тока через нуль или при срезе тока в случае отключения малых токов. Таким образом, коммутация отключения может представлять собой серию чередующихся отключений и включений, происходящих до тех пор, пока при полном расхождении контактов дуга окончательно не оборвется.

Следовательно, коммутации отключения можно разделить на коммутации двух видов: во-первых, это коммутации просто отключения, при которых перенапряжения обусловлены только колебательными свойствами схемы; во-вторых, это коммутации, осложненные неустойчивым горением дуги, которое сопровождается чередующимися включениями и отключениями. К коммутациям первого вида относится отключение к. з. и асинхронного хода; ко вторым — отключение малых индуктивных токов (ненагруженных и слабонагруженных трансформаторов) и отключение ненагруженных линий.

23-2. ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОТКЛЮЧЕНИИ БОЛЬШИХ ТОКОВ

Отключение симметричных к. з. Рассмотрим сначала упрощенную (однофазную) схему, изображенную на рис. 23-2, *а*. Вследствие селективной работы сначала срабатывает выключатель B_2 и некоторое время разомкнутая линия оказывается присоединенной к источнику питания. Переходный режим обусловлен несоответствием между начальным режимом (наличие к. з. в конце линии) и конечным режимом (разомкнутая линия). Распределение напряжения в обоих случаях показано на рис. 23-2, *б* и *в*.

Переходный процесс при отключении рассчитывается методом наложения, т. е. между размыкающимися контактами выключателя вводится источник тока, равного по величине и обратного по направлению отключаемому току (рис. 23-2, *г*); далее определяется напряжение, обусловленное включением источника тока, которое накладывается на начальное напряжение короткозамкнутой линии. В результате получаются расчетные формулы для определения напряжения в конце линии, аналогичные соответствующим формулам при включении (22-11). Например, для схемы без продольной компенсации

$$u(l) = A_{\text{уст}} \cos \omega t - \sum_{k=1}^{\infty} A_{k\,\text{к. з}} e^{-\delta_k t} \cos \omega_k t. \qquad (23\text{-}1)$$

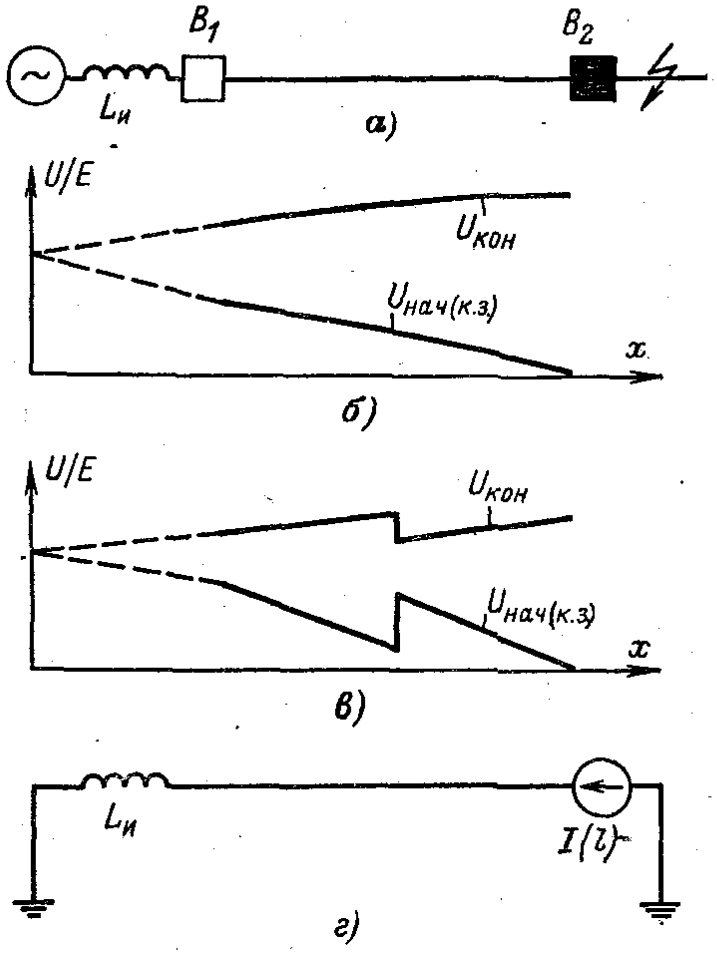


Рис. 23-2. К расчету переходного процесса в упрощенной (однофазной) схеме после отключения к. з.

а — схема; *б* — начальное и конечное распределение напряжения на линии без компенсирующих устройств; *в* — то же, но на линии с продольной (УПК в середине линии) и поперечной компенсацией; *г* — схема для расчета переходного процесса.

Поскольку включение разомкнутой линии и одностороннее отключение к. з. приводят к одной и той же схеме, составляющие установившегося режима и частоты собственных колебаний в обоих случаях одинаковы, но свободные составляющие различны. Как показывает математический анализ, все составляющие $A_{k\,\text{к. з}}$ имеют одинаковый знак, в то время как при включении знаки A_k чередуются. Из начальных условий [$u(l) = 0$ при $t = 0$] следует, что

$$u_{\text{уст}} = 0 = A_{1\text{к. з}} + A_{2\text{к. з}} + A_{3\text{к. з}} + \ldots + A_{\infty\,\text{к. з}}, \qquad (23\text{-}1\text{а})$$

т. е. $A_{1\text{к. з}} < A_{\text{уст}}$.

Таким образом, при одностороннем отключении к. з. амплитуда первой свободной составляющей в конце линии меньше, чем амплитуда вынужденной составляющей, в то время как при включении $A_1 > A_{\text{уст}}$. Это означает, что при самых неблагоприятных условиях и без учета затухания ударный коэффициент при отключении к. з. не может быть больше двух. Сравнение амплитуд свободных составляющих и ударного коэффициента (без учета затухания) при включении ненагруженной линии $l = 500$ км к источнику индуктив-

ностью $L_и = 0{,}29$ и при одностороннем отключении к. з. приведено ниже.

Операция	$\dot{A}_1/A_{уст}$	$\dot{A}_2/A_{уст}$	$\dot{A}_3/A_{уст}$	$K_{уд}$
Включение	1,13	—0,17	0,06	2,3
Отключение	0,87	0,07	0,02	1,8

Различие в переходных процессах при одностороннем включении линии и отключении к. з. обусловлено тем, что в первом случае емкость линии не заряжена, т. е. вся линия имеет нулевые начальные условия, а во втором случае емкость линии заряжена до некоторого начального напряжения (рис. 23-2, *б*). Это обстоятельство уменьшает относительные амплитуды свободных колебаний при отключении к. з. по сравнению с режимом включения линии.

Если на линии имеется устройство продольной компенсации, то прохождение индуктивного тока к. з. через емкость УПК вызывает значительное падение напряжения на ней (рис. 23-2, *в*). При наличии реакторов за УПК отключение к. з. приводит к колебательному разряду емкости через реакторы, т. е. к появлению субгармоники, амплитуда которой зависит от начального заряда на емкости и, как правило, выше, чем при включении. Уравнение переходного процесса приобретает вид:

$$u(l) = A_{уст}\cos\omega t + A_{0\,к.\,з}e^{-\delta_0 t}\cos\omega_0 t - \sum_{k=1}^{\infty} A_{k\,к.\,з}e^{-\delta_k t}\cos\omega_k t. \quad (23\text{-}2)$$

Ниже дано сравнение составляющих при включении и отключении линии с продольной и поперечной компенсацией $l = 1000$ км при мощном источнике питания $L_и = 0{,}25$.

Операция	$\dot{A}_0/A_{уст}$	$\dot{A}_1/A_{уст}$	$\dot{A}_2/A_{уст}$
Включение	0,06	1,09	—0,22
Отключение	0,22	0,97	0,13

При отсутствии реакторов за УПК вместо субгармоники появляется постоянная составляющая ($\omega_0 = 0$).

Напряжение, приложенное к емкости при к. з., растет с увеличением степени компенсации и мощности источника и зависит от места к. з.; оно достигает наибольшего значения при к. з. непосредственно за УПК. Распределение напряжения для такого случая показано на рис. 23-3 (кривая *1*); падение напряжения на емкости от индуктивного тока к. з. противоположно по фазе э. д. с. источника. Там же показана вынужденная составляющая напряжения в разомкнутой линии. Значительное напряжение на емкости ΔU_C приводит к появлению в переходном процессе большой постоянной составляющей $A_0 = \Delta U_C$ или приблизительно такой же субгармоники.

Из (23-2) следует, что в начальный момент после отключения [$t = 0$, $u(l) = 0$]

$$0 = A_{уст} + A_0 - (A_1 + A_2 + A_3 + \ldots + A_\infty).$$

Если пренебречь высшими гармониками, что приводит к преувеличенным значениям A_1, то

$$A_1 = A_{уст} + A_0 = U_{уст} + \Delta U_C, \qquad (23\text{-}2а)$$

т. е. амплитуда свободных колебаний приблизительно равна разности между напряжением в конце разомкнутой линии и напряжением на емкости при к. з. (рис. 23-3). Таким образом, максимальное напряжение переходного процесса до и после УПК приблизительно равно (без учета затухания):

до УПК

$$U'_{макс}(l) = A_{уст} + A_1 = 2U_{уст} + \Delta U_C; \qquad (23\text{-}2б)$$

после УПК

$$U_{макс}(l) = A_{уст} + A_1 + A_0 = 2U_{уст} + 2\Delta U_C. \qquad (23\text{-}2в)$$

Из (23-2б) и (23-2в) следует, что $K_{уд} > 2$.

Влияние продольной компенсации на перенапряжения возрастает с увеличением степени компенсации и мощности источника, так как оба эти фактора приводят к увеличению тока к. з. и падению напряжения на конденсаторах УПК. Однако напряжение при к. з. ограничено уставкой разрядника для защиты УПК, т.е. значением, примерно равным (0,75—1,0) $U_ф$. Если напряжение на емкости окажется выше уставки, то сработает разрядник, что приведет к разряду емкости и снижению перенапряжений.

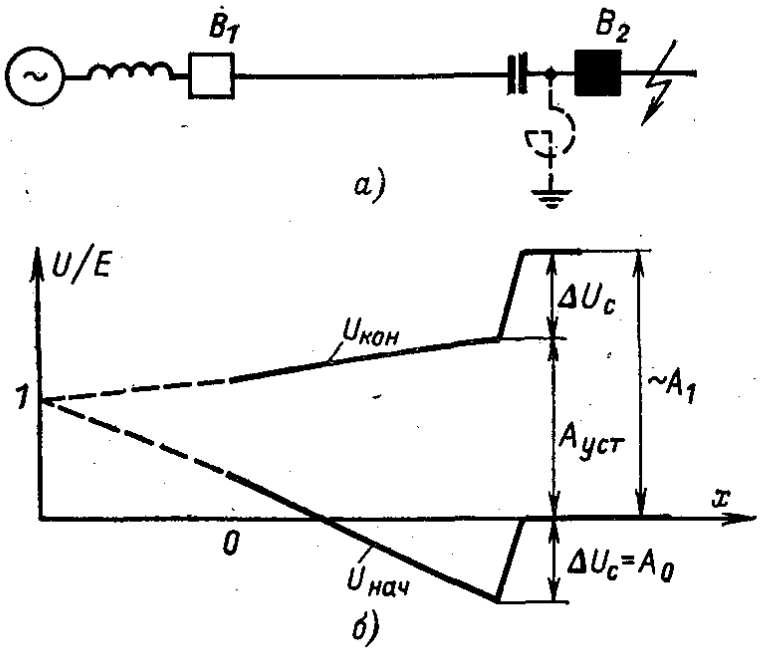


Рис. 23-3. К определению перенапряжений переходного процесса при отключении к. з. за УПК.

а — схема; *б* — распределение напряжений при к. з. ($U_{нач}$) и в разомкнутой линии ($U_{кон}$).

Отключение несимметричных к. з. — одна из наиболее частых коммутаций, происходящих в эксплуатации. Перенапряжения возникают из-за неодновременной работы выключателей по концам линии, как это условно изображено на рис. 23-4, *а*. Амплитуда переходного процесса зависит от разности мгновенных значений напряжения на неповрежденных фазах до и после отключения, которая может быть приближенно оценена с помощью векторной диаграммы рис. 23-4, *б*: E_A, E_B, E_C — симметричная звезда э. д. с. источника питания; напряжения в конце линии в нормальном режиме отстают на угол φ_2, который определяется условиями нормального режима и возрастает с увеличением передаваемой мощности и длины линии. При замыкании у шин мощной системы

отношение $x_0/x_1 \leqslant 1$; поэтому напряжения на неповрежденных фазах до отключения к. з. U'_B, U'_C мало отличаются от напряжений нормального режима. Токи, проходящие через выключатели в конце линии, в основном определяются токами нагрузки; в случае преобладания активной нагрузки токи отстают от напряжений на небольшой угол φ_1. После одностороннего отключения к. з. составляющие прямой последовательности в конце линии совпадают по фазе с э. д. с. источника (активные потери не учитываются), а напряжение на неповрежденных фазах сдвигается на угол φ_3, который зависит от x_0/x_1.

На рис. 23-4, *в* показаны кривые тока и напряжений u'_C и u_C в фазе C до и после отключения к. з. выключателем B_2 и отмечен момент отключения t_0. Таким образом, амплитуда переходного процесса определяется не только разностью абсолютных значений напряжений u'_C и u_C, но и углом сдвига между ними $\varphi = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 \approx \varphi_2 + \varphi_3$ (угол φ_1 обычно мал). Угол φ_2, как указано выше, зависит от передаваемой мощности, длины линии, наличия компенсирующих устройств и может приближаться к 60°. Угол φ_3 зависит от x_0/x_1 (при $x_0/x_1 \to \infty$ $\varphi_3 = 30°$; при $x_0/x_1 = 3$ $\varphi_3 = 16°$). Так как однофазное к. з. в конце разомкнутой линии характеризуется большим значением x_0/x_1, то угол $\varphi \approx \varphi_2 + \varphi_3$ может приближаться к 90°. Однако даже в этом случае ударный коэффициент обычно меньше, чем при включении в максимум э. д. с., как в силу специфических особенностей операции отключения, так и ввиду большого затухания свободных составляющих в схеме нулевой последовательности под влиянием сопротивления земли. Обычно $K_{уд} = 1{,}4 \div 1{,}6$.

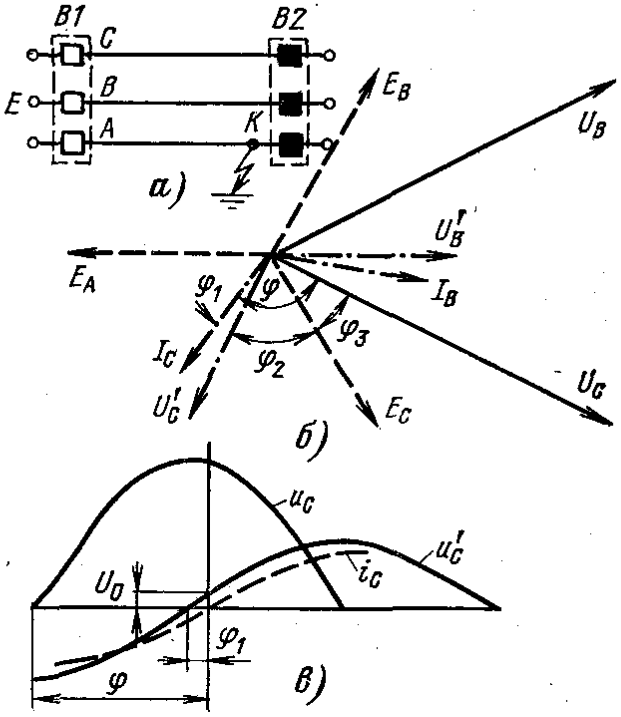


Рис. 23-4. К определению перенапряжений переходного процесса при отключении однофазных к. з.

а — схема; *б* — векторная диаграмма; *в* — кривые напряжения до и после отключения к. з.

Более подробный анализ с учетом неодновременности отключения фаз показывает, что наибольшие значения $K_{уд}$ получаются в фазе C (опережающей), когда она отключается первой. Изменение порядка отключения фаз приводит к небольшому снижению ударного коэффициента, а задержка отключения фазы B после отключения фазы C до второго перехода тока через нуль вызывает незначительное увеличение $K_{уд}$. Таким образом, существует небольшое число вариантов поведения выключателей (порядок отключения фаз, интервалы между отключениями), что отличает эту коммутацию от операции

включения. Начальные условия могут изменяться в зависимости от передаваемой мощности (угол φ_2).

При отключении к. з. вблизи источника питания $K_{уд}$ уменьшается.

Несмотря на то, что ударный коэффициент при отключении однофазного к. з. в конце линии меньше, чем при АПВ, перенапряжения переходного процесса могут быть столь же высокими вследствие большого значения $K_{уст}$ из-за несимметрии (гл. 20). Поэтому отключение однофазного к. з. является одной из основных расчетных операций для электропередач СВН, определяющих выбор средств защиты от перенапряжений.

Отключение линии в режиме асинхронного хода. При нарушении устойчивости параллельной работы

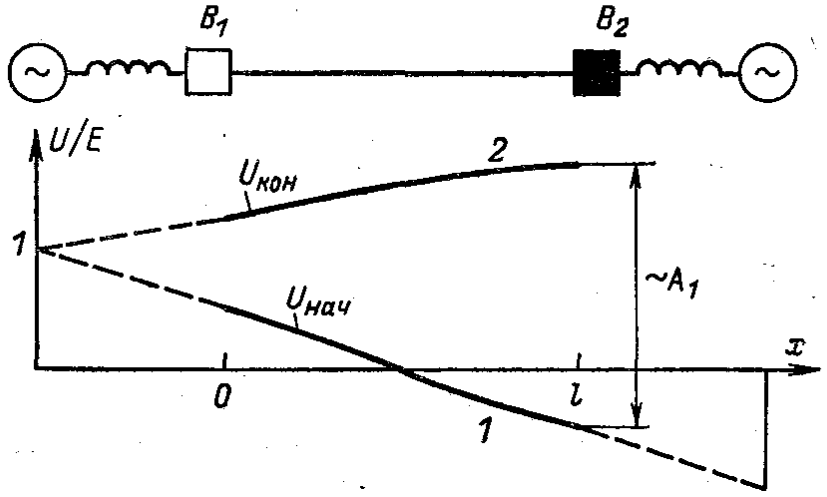


Рис. 23-5. К определению перенапряжений в режиме асинхронного хода.

а — схема; *б* — начальное и конечное распределение напряжения вдоль линии (угол между э. д. с. 180°).

электропередача может перейти в асинхронный режим и отключение произойдет в тот момент, когда угол между э. д. с. по концам передачи близок к 180°, а величина э. д. с. за счет действия регуляторов повысится на 20—30%. Такой режим близок к режиму к. з., так как по линии проходит большой индуктивный ток. Распределение напряжения для этого случая показано на рис. 23-5 (кривая *1*).

При неодновременном срабатывании выключателей по концам линии она на короткое время попадает в режим одностороннего питания, в котором напряжения существенно повышаются (кривая *2*). Учитывая различные знаки установившегося и начального напряжений и повышенные значения э. д. с. источника, при отключении асинхронного хода можно ожидать $K_{уд} > 2$ и максимальных перенапряжений (3—3,5) $U_ф$. Однако перенапряжения такого рода возникают чрезвычайно редко.

23-3. ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОТКЛЮЧЕНИИ ИНДУКТИВНОСТЕЙ

Процесс отключения индуктивности выключателем высокого напряжения можно пояснить с помощью упрощенной схемы на рис. 23-6.

При малых токах, например при отключении ненагруженного трансформатора или реактора небольшой мощности, происходит,

как указывалось в § 23-1, «срез» тока (рис. 23-7). При изменении амплитуды отключаемого тока I_m значение тока I_0, соответствующее срезу, изменяется приблизительно так, как показано на рис. 23-7. При очень малых амплитудах срез может произойти даже вблизи максимума тока, поэтому I_0 растет приблизительно пропорционально I_m. Область насыщения соответствует максимальному значению I_0, свойственному данному выключателю. При очень больших токах явление среза вообще отсутствует, так как дугогасящие способности выключателя недостаточны для мгновенного разрушения сильно ионизированного дугового столба.

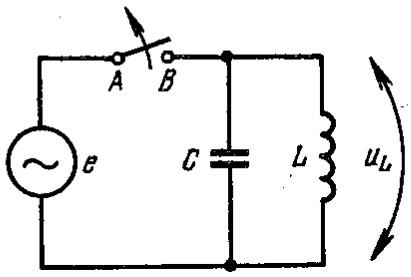


Рис. 23-6. Отключение индуктивности от источника синусоидального напряжения.

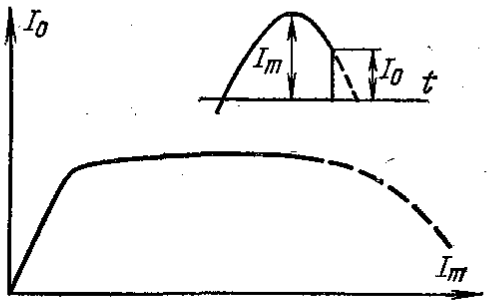


Рис. 23-7. Примерный характер зависимости тока среза от амплитуды отключаемого тока.

Допустим, что в схеме рис. 23-6 произошел срез тока в момент времени, когда значение тока среза равно I_0, а мгновенное значение напряжения на емкости — U_0. В отключаемой части цепи в момент обрыва тока была накоплена энергия $\frac{LI_0^2}{2}$ в магнитном поле индуктивности L и энергия $\frac{CU_0^2}{2}$ в емкости C. Под действием этой энергии в отключенной части цепи возникают колебания напряжения (рис. 23-8), которые без учета затухания описываются уравнением

$$u_L = U_0 \cos \omega_1 t + \omega_1 L I_0 \sin \omega_1 t = U_0 \cos \omega_1 t + I_0 \sqrt{L/C} \sin \omega_1 t, \qquad (23\text{-}3)$$

где $\omega_1 = 1/\sqrt{LC}$ — собственная частота колебаний контура.

Максимальное напряжение на отключенной цепи

$$U_{\text{макс}} = \sqrt{U_0^2 + (I_0 \sqrt{L/C})^2} \qquad (23\text{-}4)$$

можно найти также, исходя из баланса энергии

$$CU_0^2/2 + LI_0^2/2 = CU_{\text{макс}}^2/2.$$

Подсчитанное по (23-4) напряжение может достигать очень больших значений, во много раз превышающих номинальное. Но в действительности напряжение на отключаемой индуктивности не достигает $U_{\text{макс}}$ в связи с повторными зажиганиями дуги в выключателе.

Напряжение между контактами выключателя u_{AB} (рис. 23-6) определяется разностью между напряжениями u_1 и э. д. с. источ-

ника e. На рис. 23-8 это напряжение отмечено штриховкой. Оно очень быстро с частотой ω_1, которая много больше частоты источника, возрастает до значения, превышающего номинальное напряжение.

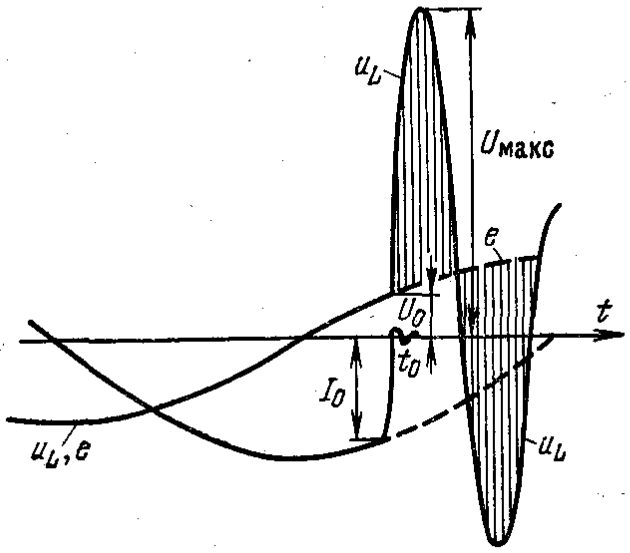


Рис. 23-8. Развитие перенапряжений при отключении индуктивностей без учета повторных зажиганий дуги в выключателе. Заштриховано напряжение между контактами выключателя.

После обрыва дуги электрическая прочность межконтактного промежутка выключателя постепенно возрастает по мере расхождения контактов. Из кривых рис. 23-1 следует, что в течение первого полупериода свободных колебаний отключаемого контура, который обычно составляет менее 0,1 периода колебаний напряжения источника, восстанавливающаяся прочность еще мала, поэтому повторные пробои между контактами выключателя неизбежны.

Процесс повторных пробоев в выключателе можно схематически иллюстрировать с помощью рис. 23-9. Первый срез тока происходит в момент времени t_0, после чего напряжение начинает возрастать по кривой, описываемой уравнением (23-3). Это напряжение мы в дальнейшем будем называть «ожидаемым». Контакты выключателя начали расходиться в момент t_k, т. е. несколько раньше среза тока. Если бы дуга погасла в момент t_k, то восстанавливающаяся прочность выключателя изменялась бы по кривой $u_{пр}$; в момент среза тока вследствие интенсивного распада дугового столба прочность промежутка очень быстро возрастает до значения, определяемого этой кривой. Повторный пробой между контактами произойдет в момент, когда кривая напряжения на контактах выключателя u_{AB} пересечется с кривой $u_{пр}$. Поскольку $u_{AB} = u_L - e$, момент пробоя можно определить по рис. 23-9 как точку пересечения кривой ожидаемого напряжения с кривой $u_{пр}$.

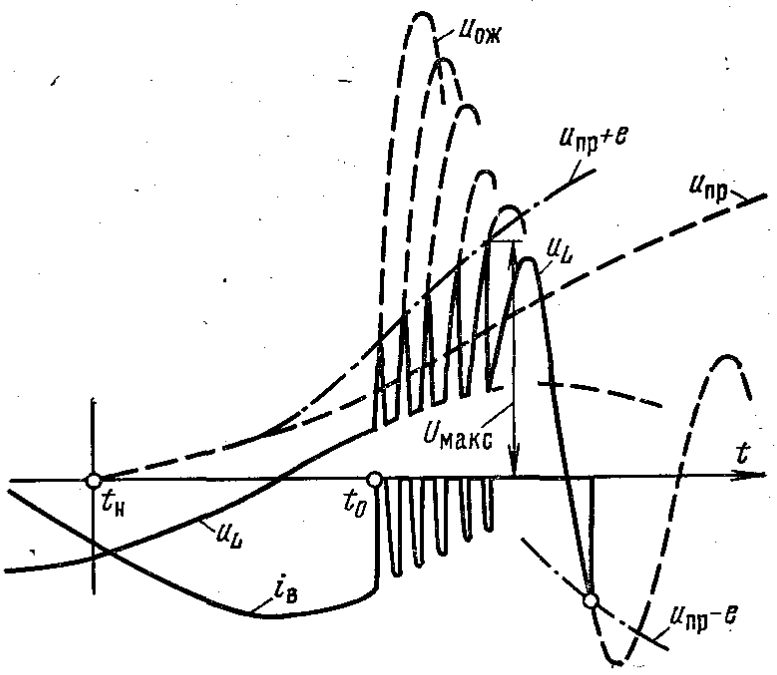


Рис. 23-9. Схематическая картина образования повторных зажиганий дуги в выключателе при отключении индуктивности.

После пробоя напряжение между контактами выключателя снизится практически до нуля, а напряжение u_L — до величины напряжения источника; в выключателе снова появится ток $i_в$, который быстро возрастает, после чего происходит новый срез тока, но уже при несколько меньшем его мгновенном значении. Вследствие этого и амплитуда ожидаемого напряжения оказывается несколько меньше. Однако поскольку она все же превосходит величину $u_{пр} + e$, происходит новое зажигание дуги. Процесс повторяется до тех пор, пока постепенно уменьшающийся максимум ожидаемого напряжения не сделается меньше восстанавливающейся прочности выключателя. После этого повторные зажигания могут происходить на втором полупериоде собственных колебаний, в течение которого $u_{AB} = u_L + e$, как это следует из рис. 23-8. При этом перенапряжения на отключаемой индуктивности уменьшаются.

В ряде случаев повторные зажигания дуги в выключателях длятся в течение двух и более полупериодов промышленной частоты. Чем дольше продолжается процесс повторных зажиганий, тем большие значения имеют перенапряжения на отключаемой индуктивности в связи с постепенным ростом восстанавливающейся прочности между контактами выключателя. Очевидно, что предельное значение перенапряжения определяется равенством

$$U_{пред} = U_{пр.\,м} + U_ф, \qquad (23\text{-}5)$$

где $U_{пр.\,м}$ — пробивное напряжение между полностью разошедшимися контактами выключателя. Например, если $U_{пр.\,м} = 4U_ф$, то предельное значение перенапряжения составляет $5U_ф$.

В действительности предельные перенапряжения практически никогда не возникают и вероятность их появления тем меньше, чем меньше скорость восстановления электрической прочности выключателя. Поэтому, несмотря на то, что теоретический предел перенапряжений для воздушных и масляных выключателей имеет примерно одну и ту же величину, вероятность возникновения больших перенапряжений при отключении ненагруженных трансформаторов воздушными выключателями гораздо больше. При этом следует иметь в виду, что восстановление электрической прочности выключателя является статистическим процессом, поэтому при многократном повторении опыта по отключению одной и той же индуктивности одним и тем же выключателем перенапряжения каждый раз будут получаться другими. Еще бо́льшие разбросы будут иметь место при изменении типа выключателя и характеристик отключаемой цепи.

23-4. ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОТКЛЮЧЕНИИ ЕМКОСТЕЙ И НЕНАГРУЖЕННЫХ ЛИНИЙ

Перенапряжения при отключении емкостей. Рассмотрим простейший случай отключения сосредоточенной емкости, например батареи конденсаторов C от источника,

обладающего индуктивностью L (рис. 23-10, *а*). До отключения напряжение на емкости

$$U_C = E\frac{-jx_C}{-jx_C+jx_L} = U_\Phi\frac{\omega_1^2}{\omega_1^2-\omega^2},$$

где $\omega_1 = 1/\sqrt{LC}$ — собственная частота схемы. Обычно ω_1 много больше частоты источника ω, т. е. $U_C = U_\Phi$. Допустим, что емкостный ток достаточно велик, так что среза тока в выключателе не происходит и дуга гаснет в момент естественного перехода тока через нуль. Напряжение при этом проходит через свое максимальное значение; на рис. 23-10, *б* мгновенное значение напряжения принято отрицательным. После обрыва тока напряжение на емкости сохраняет свою величину $u_C = -U_\Phi$, а э. д. с. источника меняется по косинусоидальному закону. Разность

$$e(t) - u_C = -U_\Phi\cos\omega t - \\ -(-U_\Phi) = U_\Phi(1-\cos\omega t) \quad (23\text{-}6)$$

представляет собой восстанавливающееся напряжение на выключателе, которое через полпериода достигает $2U_\Phi$. Если это напряжение окажется выше, чем электрическая прочность промежутка между расходящимися контактами выключателя (рис. 23-1), то произойдет повторное зажигание в этом промежутке.

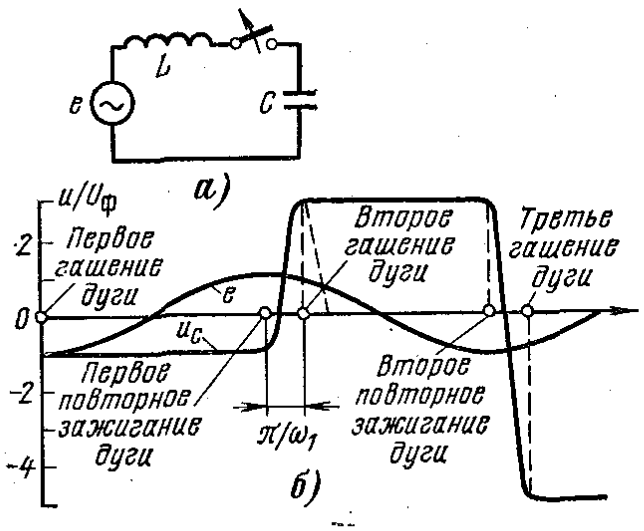


Рис. 23-10. Определение напряжения при отключении емкости.

а — схема; *б* — напряжение при наличии повторных зажиганий дуги в выключателе в момент максимума э. д. с.

Рассмотрим идеализированный случай, когда повторное зажигание дуги происходит при максимуме напряжения промышленной частоты. Колебательный контур LC, емкость которого заряжена до $(-U_\Phi)$, подключается к источнику э. д. с. $e(t) = U_\Phi\cos\omega t = U_\Phi\sin\left(\omega t + \frac{\pi}{2}\right)$. В схеме возникают высокочастотные колебания с частотой $\omega_1 = 1/\sqrt{LC}$, которые накладываются на напряжение промышленной частоты. Этот процесс аналогичен процессу при АПВ и описывается формулой (22-15). Положив в ней $\varphi = \pi/2$ и учитывая, что $\frac{\omega_1^2-\omega^2}{\omega_1^2} \approx 1$, получим без учета затухания

$$u_C = U_\Phi\cos\omega t - 2U_\Phi\cos\omega_1 t. \quad (23\text{-}7)$$

Ток через выключатель равен:

$$i_в = C\,du_C/dt = -U_\Phi\omega C\sin\omega t + 2U_\Phi\omega_1 C\sin\omega_1 t.$$

Так как $\omega_1 \gg \omega$, то амплитуда свободной составляющей тока $2U_\Phi\omega_1 C$ значительно превосходит амплитуду вынужденной состав-

ляющей. Через полпериода собственных колебаний, т. е. при $t = T_1/2 = \pi/\omega_1$, напряжение достигает максимума (рис. 23-10, *б*). Так как за это время напряжение промышленной частоты не успело существенным образом измениться, то без учета затухания

$$U_{\text{макс}} \approx U_{\text{ф}} + 2U_{\text{ф}} = 3U_{\text{ф}}. \qquad (23\text{-}8)$$

Приблизительно в этот же момент суммарный ток, который в основном определяется свободной составляющей, проходит через нулевое значение и дуга гаснет, а напряжение на емкости остается равным $+3U_{\text{ф}}$.

Еще через полпериода промышленной частоты напряжение источника станет равным $(-U_{\text{ф}})$, напряжение между контактами выключателя возрастает до $4U_{\text{ф}}$ и может произойти еще одно повторное зажигание дуги, во время которого в контуре будут происходить колебания с амплитудой $4U_{\text{ф}}$. При этом максимальное напряжение на емкости достигнет $-5U_{\text{ф}}$.

Если бы повторные зажигания дуги в выключателе продолжались неограниченно долго, перенапряжения на отключаемом конденсаторе непрерывно возрастали бы в соответствии с рис. 23-10, *б*.

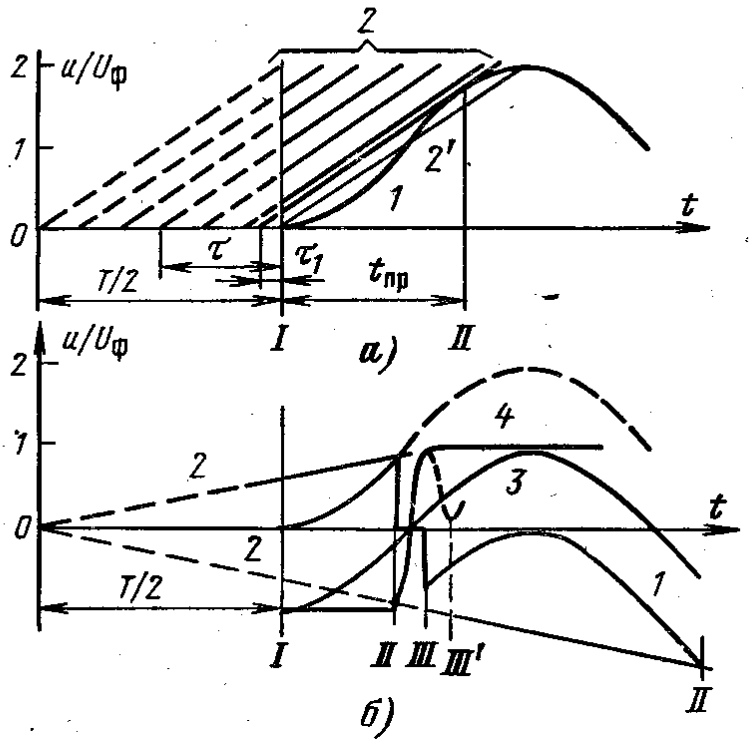


Рис. 23-11. Оценка вероятности повторных зажиганий при различных характеристиках выключателей.

а — воздушные выключатели; *б* — масляные выключатели; *1* — восстанавливающееся напряжение между контактами выключателя; *2* — пробивное напряжение между контактами; *3* — э. д. с. источника; *4* — напряжение на линии; *I*, *III* (или *III'*) — моменты обрыва тока; *II* — момент повторного зажигания.

Представленная картина процесса является идеализированной, но она правильно отражает его характерную черту — нарастание напряжения при каждом новом погасании и зажигании дуги за счет накопления заряда на емкости. Однако реальные характеристики выключателя вносят существенные изменения в количественную сторону процесса.

Оценим вероятность повторного зажигания дуги в выключателе на основании рис. 23-11, *а*, где нанесены кривая *1* восстанавливающего напряжения на контактах выключателя и упрощенные кривые *2* зависимости пробивного напряжения межконтактного промежутка от времени; они построены как начальная часть одной из спрямленных характеристик на рис. 23-1, соответствующей воздушному выключателю. Начала кривых *1* и *2* не совпадают, так как

расхождение контактов может начаться в произвольный момент времени, а погасание дуги, после которого начинает восстанавливаться напряжение, происходит при переходе тока через нуль. Таким образом, на рис. 23-11, *а* τ представляет собой интервал между началом расхождения контактов и моментом обрыва тока. Можно принять, что наибольшее значение τ равно полупериоду промышленной частоты, так как в большинстве случаев ток обрывается при первом переходе через нуль после начала расхождения контактов, т. е. в пределах полупериода. Из графика видно, что при значениях $\tau > \tau_1$ повторного зажигания не произойдет, так как к моменту обрыва тока контакты расходятся настолько, что пробивное напряжение межконтактного промежутка выше, чем восстанавливающееся напряжение. При $\tau < \tau_1$ повторные зажигания возможны, но они происходят не при максимуме, а при меньших мгновенных значениях напряжения. Интервал τ_1 соответствует предельному случаю, когда прямая *2* является касательной к кривой *1*. Очевидно, вероятность повторных зажиганий равна отношению $\tau_1/0{,}5T$. Величину τ_1 можно определить, если приравнять крутизны восстанавливающихся и пробивных напряжений, а также мгновенные значения напряжений, используя уравнения

$$u_в = U_ф (1 - \cos \omega t); \qquad (23\text{-}9)$$

$$du_в/dt = \omega U_ф \sin \omega t; \qquad (23\text{-}9а)$$

$$u_{пр} = U'_{пр} (t + \tau_1); \qquad (23\text{-}10)$$

$$du_{пр}/dt = U'_{пр}. \qquad (23\text{-}10а)$$

Приняв для воздушного выключателя $U'_{пр} = 4U_ф/T$ (по рис. 23-1), получим $\omega\tau_1 = 0{,}32$ рад.

Вероятность повторного зажигания

$$P_{заж} = \omega\tau_1/\pi \approx 0{,}1.$$

При $t \leqslant \tau_1$ угол включения получается не более 50°; поэтому амплитуда свободных колебаний и максимальное напряжение после первого повторного зажигания уменьшаются по сравнению с идеализированным случаем включения при максимуме э. д. с. Восстанавливающееся напряжение после второго обрыва дуги не достигнет $4U_ф$, и второе повторное зажигание окажется маловероятным.

Таким образом, в случае применения воздушных выключателей существует небольшая вероятность одного повторного зажигания, в результате которого максимальное напряжение должно быть меньше $3U_ф$. Многократные повторные зажигания очень редки.

В случае применения масляных выключателей расчет показывает, что $\omega\tau_1 = 7{,}5$ рад $> 2\pi > \omega T/2$.

Поскольку маловероятно, что интервал между началом расхождения контактов и моментом обрыва тока окажется больше полупериода, то вероятность повторного зажигания практически равна единице. На рис. 23-11, *б* дана стилизированная картина процесса для $\tau = T/2$ после первого и второго обрыва дуги (моменты *I* и *III*). Процесс имеет тот же характер, что на рис. 23-10, *б*, но с той разницей, что повторные зажигания происходят не в момент максимума э. д. с.

Нарисованная здесь схематическая картина явления осложняется тем, что кривые *2* пробивного напряжения между контактами носят статистический характер, т. е. для них типичен значительный разброс. Далее, второе и последующее гашения дуги могут произойти не вблизи первого прохождения через нуль тока свободных колебаний, а позднее (например, в момент *III'* на рис. 23-11, *б*), что приводит к уменьшению восстанавливающегося напряжения и прекращению повторных зажиганий. Это означает, что для оценки возможных перенапряжений существенное значение приобретают испытания и эксплуатационные измерения.

Перенапряжения при отключении ненагруженных линий. Физический процесс при отключении ненагруженных линий имеет тот же характер, что и при отключении сосредоточенных емкостей, однако обладает некоторыми специфическими особенностями.

В гл. 22 было показано, что схема, содержащая ненагруженную линию, представляет собой многочастотный колебательный контур. Так же, как при включении и АПВ, при повторном зажигании возникает целый ряд свободных составляющих, которые наряду с увеличением свободной составляющей первой основной частоты увеличивают напряжение в конце линии.

Напряжение в начале линии меньше, чем напряжение в конце линии. В предельном случае источника бесконечной мощности переходный процесс в начале линии вообще отсутствует, т. е. после повторного зажигания короткая линия мгновенно принимает потенциал U_0, равный э. д. с. источника. Поэтому восстанавливающееся напряжение не может в самом неблагоприятном случае превосходить значение $U_0 + U_\text{ф}$, что для коротких линий составляет $2U_\text{ф}$. Таким образом, с увеличением мощности источника вероятность повторных зажиганий уменьшается.

В линиях СВН большой длины напряжение, остающееся на линии после отключения U_0, может быть больше, чем э. д. с. источника (это явление было рассмотрено в § 22-4). Например, после первого обрыва дуги на линии остается заряд

$$Q = C' \int_0^l U(l) \cos \beta (l - x)\, dx = \frac{C'}{\beta} U(l) \sin \beta l. \qquad (23\text{-}11)$$

Этот заряд равномерно распределяется вдоль линии в результате переходного колебательного процесса, после затухания кото-

рого во всех точках линии устанавливается потенциал

$$U_0 = \frac{Q}{C'l} = U(l)\frac{\sin \beta l}{\beta l} = U(0)\frac{\operatorname{tg} \beta l}{\beta l} > U(0). \qquad (23\text{-}12)$$

С другой стороны, напряжение на шинах после отключения линии весьма быстро принимает значение, равное э. д. с. источника. Восстановление напряжения на контактах включения происходит в соответствии с рис. 23-12, *а*, т. е. максимум восстанавливающегося напряжения (разность между кривыми *2* и *3*) может быть равным не $2U_ф$, а значительно больше.

Если на линии имеются реакторы, то после обрыва дуги емкость линии начинает разряжаться на реактор и возникают затухающие колебания с частотой, которая обычно меньше частоты источника (см. § 22-4). Характер колебаний показан на рис. 23-12, *б*. Наличие

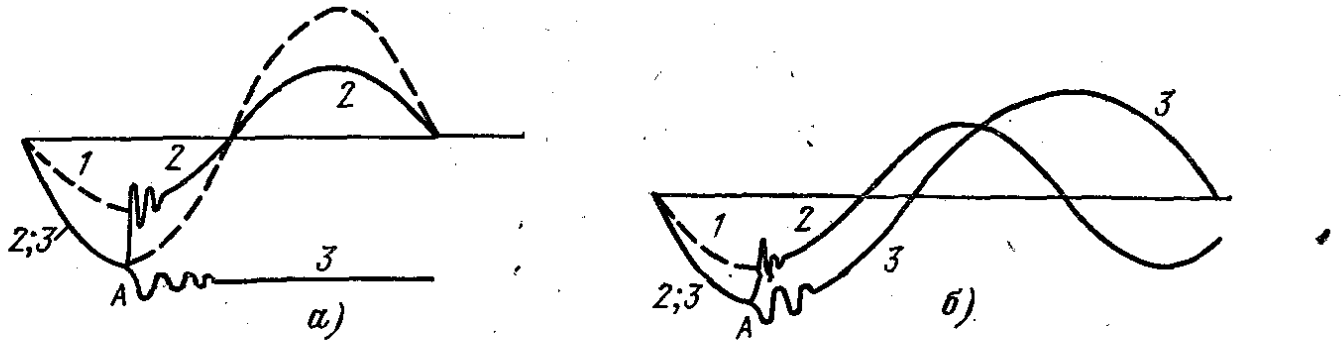


Рис. 23-12. Восстанавливающееся напряжение между контактами выключателя при отключении ненагруженной линии большой длины.

а — линия без реактора; *б* — линия с реакторами; *1* — э. д. с. источника; *2* — напряжение на шинах до и после отключения; *3* — напряжение в начале линии; *А* — момент обрыва дуги в выключателе.

реакторов является благоприятным фактором, так как уменьшает восстанавливающееся напряжение (разность между кривыми *2* и *3*) и скорость его нарастания.

Отключение ненагруженных линий 500 кВ обычно не сопровождается повторными пробоями при использовании воздушных выключателей даже при отсутствии реакторов или масляных выключателей, но при включенных шунтирующих реакторах. Вследствие указанных причин (применение реакторов, быстродействующих воздушных выключателей) отключение ненагруженной линии СВН (500 кВ и выше) не является расчетной операцией, т. е. обычно не учитывается при проектировании защиты от внутренних перенапряжений.

В настоящее время во многих странах мира проводятся измерения перенапряжений, возникающих в электрических системах во время их нормальной эксплуатации. Имеющиеся к настоящему времени данные показывают, что выключатели старой конструкции дают перенапряжения около $3U_ф$. Применение современных воздушных выключателей обеспечивает снижение расчетного уровня перенапряжений до 2,5 $U_ф$ и даже до 2,0 $U_ф$.

ГЛАВА ДВАДЦАТЬ ЧЕТВЕРТАЯ

ДУГОВЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ОДНОФАЗНЫХ ЗАМЫКАНИЯХ НА ЗЕМЛЮ В СИСТЕМАХ С ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ

24-1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Подавляющее большинство замыканий на землю сопровождается возникновением дуги. Заземляющие дуги могут быть разделены на два вида. Это, во-первых, длинные свободно горящие на открытом воздухе дуги, возникающие в результате перекрытия внешней изоляции, например вследствие грозовых перенапряжений. Второй вид — короткие закрытые дуги внутри изолирующей среды, причиной возникновения которых являются пробои внутренней изоляции кабелей, машин, трансформаторов и т. д. Часто это могут быть начальные стадии повреждения, при которых изоляция может восстановить свою электрическую прочность, если обеспечено быстрое погасание дуги.

При изолированной нейтрали через место замыкания на землю проходит емкостной ток, равный $3\omega C_0' l U_\Phi$. В небольших сетях 6—35 кВ ток однофазного замыкания на землю составляет всего несколько ампер, поэтому наличие замыкания на землю практически не сказывается на условиях передачи энергии потребителям. Треугольник линейных напряжений остается неискаженным, а повышение напряжения неповрежденных фаз относительно земли до линейного не представляет опасности для изоляции, так как ее уровень значительно выше. При малых токах наблюдается быстрое самопогасание дуги. Факторами, способствующими гашению открытой дуги, является ее удлинение под действием динамических усилий или потоков воздуха. Гашение закрытых дуг обусловлено возникновением ударных давлений благодаря испарению и разложению пропиточной массы и выделению деионизированных газов.

На основании многолетнего опыта эксплуатации допускается работа сетей 3—35 кВ с изолированной нейтралью при емкостных токах, не превышающих значений, приведенных в табл. 24-1. Так как емкость на землю каждого провода $C_0 = 5000 — 6000$ пФ/км, то удельный емкостный ток замыкания на землю, т. е. ток на 1 км длины линии и 1 кВ номинального напряжения для воздушных линий, в среднем равен $I_{уд} = 3$ мА/км·кВ. Емкость на 1 км кабельной линии зависит от номинального напряжения, конструкции и сечения кабеля, но в среднем может быть оценена в 200 000 пФ/км, т. е. приближенно $I_{уд} = 100$ мА/км·кВ.

В табл. 24-1 даны значения токов на 1 км длины для сетей 3—35 кВ, а также суммарные длины воздушных и кабельных линий, при которых ток приобретает эти значения.

Увеличение протяженности электрических систем приводит к увеличению емкостного тока до десятков и сотен ампер, что за-

Таблица 24-1

Номинальное напряжение, кВ	Допустимый емкостный ток, А	$I_{уд}$, А/км·кВ, линии		Длина линии, км	
		воздушной	кабельной	воздушной	кабельной
3—6 *	30	0,018	0,6	1700	50
10	20	0,03	1,0	700	20
15—20 *	15	0,06	2,0	250	7,5
35	10	0,105	3,5	100	3,0

* Значения удельных токов и длин относятся к большим значениям номинальных напряжений.

трудняет условия деионизации дуги и увеличивает длительность ее горения. Этот процесс может быть неустойчивым, т. е. окончательному погасанию дуги предшествует несколько «попыток гашения» при переходе тока через нулевое значение с последующим повторным зажиганием дуги под влиянием восстанавливающегося напряжения на дуговом промежутке. Такая перемежающаяся дуга приводит к развитию колебаний, возникающих при каждом обрыве и зажигании, т. е. к появлению перенапряжений, которые имеют много общего с перенапряжениями при отключении ненагруженных линий.

24-2. ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ДУГОВОМ ЗАМЫКАНИИ НА ЗЕМЛЮ

Рассмотрим переходные процессы при однофазном замыкании на землю в сети с изолированной нейтралью, используя упрощенную схему на рис. 24-1. Поскольку рассматриваются короткие линии, их собственной индуктивностью можно пренебречь, а емкости считать сосредоточенными в одной точке.

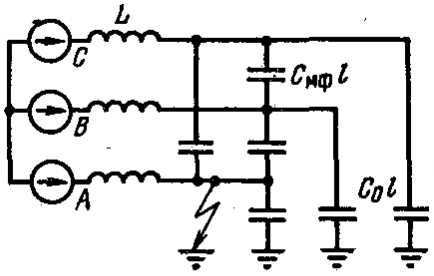


Рис. 24-1. Схема замещения сети с изолированной нейтралью.

$L_и$ — индуктивность источника; C_0l — частичная емкость относительно земли; $C_{мф}\,l$ — частичная емкость между фазами.

На рис. 24-2 приведены кривые изменения напряжений относительно земли фазы A, в которой происходит замыкание на землю (момент t_1), и одной из неповрежденных фаз B, а также кривая изменения междуфазного напряжения $u_{AB} = u_B - u_A$. В установившемся после замыкания на землю режиме напряжение относительно земли фазы B должно быть равным междуфазному напряжению u_{AB}, но этому установившемуся состоянию предшествует переходный процесс, который можно разбить на два этапа.

Непосредственно после замыкания на землю фазы A емкость относительно земли неповрежденной фазы $C_B = C_0'l$, заряженная до напряжения $U_B(t_1)$, соединяется параллельно с междуфазной емкостью $C_{мф}'l$,

находившейся под напряжением $U_{AB}(t_1)$. Напряжения на двух параллельно соединенных емкостях практически мгновенно уравни-

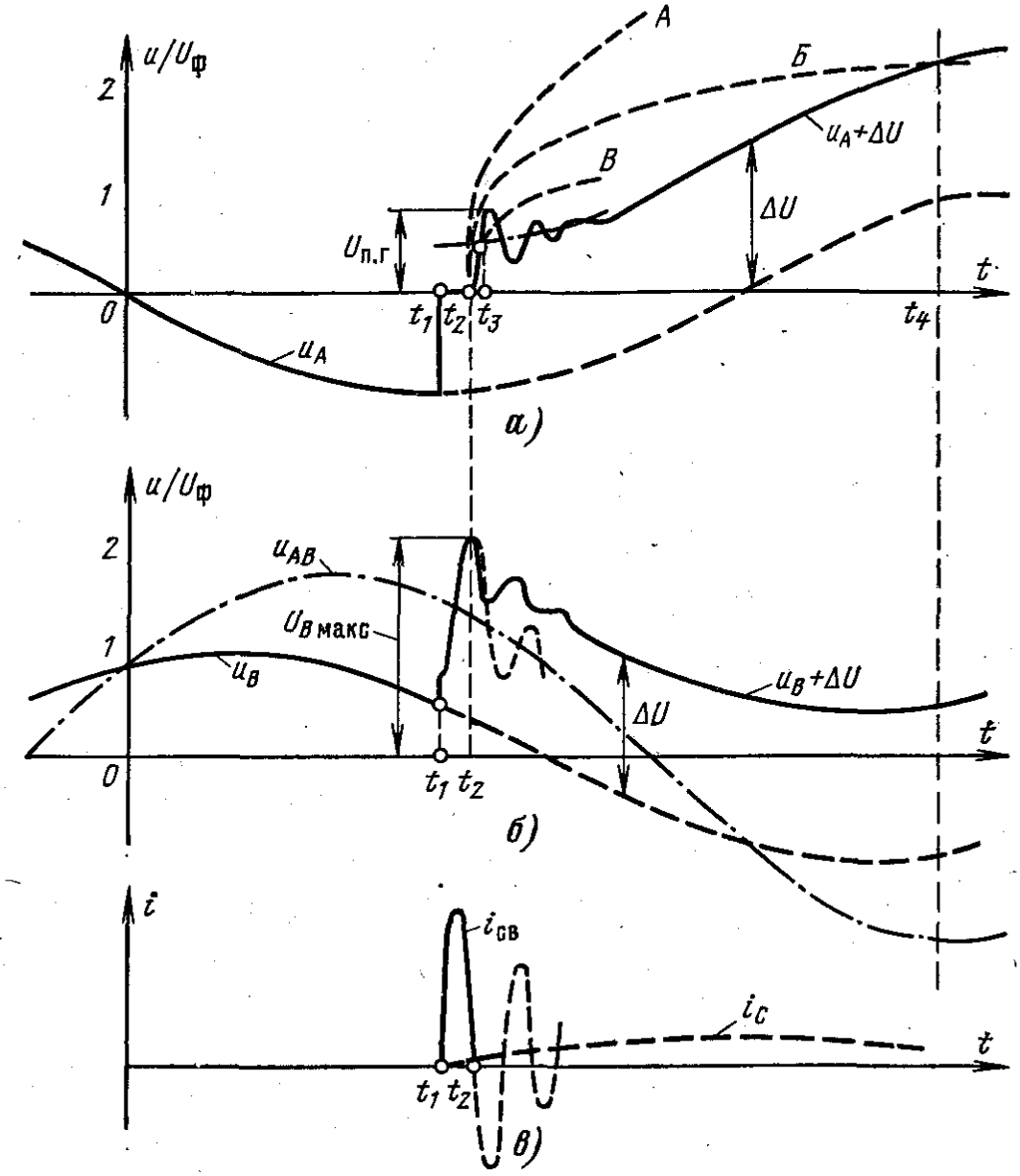


Рис. 24-2. Переходный процесс при дуговом замыкании на землю.

а — напряжение в поврежденной фазе; *б* — напряжение в одной из неповрежденных фаз; *в* — ток через место замыкания.

ваются, и они приобретают одинаковое напряжение $U_{нач}$, которое определяется из баланса зарядов:

$$U_{нач} = \frac{C'_0 U_B(t_1) + C'_{мф}[U_B(t_1) - U_A(t_1)]}{C'_0 + C'_{мф}} = U_B(t_1) - kU_A(t_1), \quad (24\text{-}1)$$

где

$$k = \frac{C'_{мф}}{C'_0 + C'_{мф}}. \quad (24\text{-}1а)$$

Обычно $C'_{мф} = (0{,}25 - 0{,}3)\, C'_0$ и $k = (0{,}2 - 0{,}25)$. Мгновенные значения напряжения $u_B(t_1)$ и $U_A(t_1)$ имеют разные знаки. Например, на рис. 24-2 $U_A(t_1) = -U_ф$, $U_B(t_1) = 0{,}5\, U_ф$ и $U_{нач} = (0{,}5 + k)\, U_ф > U_B(t_1)$.

В фазе C процесс происходит аналогично.

Таким образом, непосредственно после замыкания на землю напряжение на неповрежденных фазах испытывает скачок; далее начинается второй этап переходного процесса — перезаряд емкостей $C_0' l$ и $C_{мф}' l$ неповрежденных фаз через индуктивность источника, т. е. колебания вокруг вынужденного напряжения u_{AB} или u_{AC}, например

$$\left.\begin{aligned} u_B &= u_{AB} - A_1 e^{-\delta_1 t}\cos\omega_1 t; \\ u_C &= u_{AC} - A_1 e^{-\delta_1 t}\cos\omega_1 t. \end{aligned}\right\} \qquad (24\text{-}2)$$

За начало отсчета принят момент зажигания дуги t_1,

$$A_1 = U_{AB}(t_1) - U_{нач} = U_B(t_1) - U_A(t_1) - [U_B(t_1) - kU_A(t_1)] = \\ = U_A(t_1)(1-k); \qquad (24\text{-}3)$$

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{(L_и + L_и/2)\cdot 2(C_0' + C_{мф}')\, l}} = \frac{1}{\sqrt{3L_и (C_0' + C_{мф}')\, l}}. \qquad (24\text{-}4)$$

Напряжение на поврежденных фазах достигает своего максимального значения через полпериода свободных колебаний, т. е. при $t_2 = T_1/2 = \pi/\omega_1$ (рис. 24-2). Так как $\omega_1 \gg \omega$, то напряжения u_{AB} и u_{AC} за это время практически не меняются, приблизительно сохраняя те значения, которые они имели в момент замыкания $U_{AB}(t_1) = U_{AC}(t_1)$:

$$U_{B\,макс} = U_{C\,макс} = U_{AB}(t_1) + A_1 e^{-\pi\frac{\delta_1}{\omega_1}}. \qquad (24\text{-}5)$$

Коэффициент затухания δ_1 определяется активными сопротивлениями и проводимостями сети, а также наличием параллельной цепи активной нагрузки (на рис. 24-1 не показана). Обычно $\pi\delta_1/\omega_1 = d \ll 1$, и можно принять $e^{-d} \approx 1 - d$. Тогда с учетом (24-3)

$$U_{B\,макс} = U_{AB}(t_1) - U_A(t_1)(1-k)(1-d). \qquad (24\text{-}6)$$

Например, при $U_A(t_1) = -U_ф$; $U_B(t_1) = 0{,}5\,U_ф$; $k = 0{,}2$; $d = 0{,}1$

$$U_{B\,макс} = 1{,}5U_ф + U_ф(1-k)(1-d) = 2{,}22U_ф. \qquad (24\text{-}6а)$$

Максимальное напряжение в фазе C имеет практически то же значение.

С момента замыкания на землю в канале дуги проходит ток, который состоит из вынужденной составляющей $3\omega C_0' l U_ф \sin\omega t$ (ток промышленной частоты) и свободной высокочастотной составляющей $2\omega_1 (C_0' + C_{мф}')\, l\, U_ф \sin\omega_1 t$. Так как $\omega_1 \gg \omega$, то амплитуда свободной составляющей тока много больше вынужденной и суммарный ток проходит через нуль приблизительно в момент максимума напряжения на неповрежденных фазах (рис. 24-2, *в*). Если при этом происходит гашение дуги, то в дальнейшем во время бестоковой паузы осуществляется деионизация дугового столба, в резуль-

тате которой постепенно восстанавливается электрическая прочность дугового промежутка. При каждом переходе тока через нуль происходит попытка гашения дуги, результат которой зависит от соотношения между скоростями восстановления электрической прочности дугового промежутка и напряжения на нем. Если дуга гаснет при первом переходе через нуль тока высокой частоты, то на емкостях неповрежденных фаз остаются заряды $C_0' l U_{B\,\text{макс}}$ и $C_0' l U_{C\,\text{макс}}$, а на емкости поврежденной фазы заряд равен нулю. Суммарный заряд распределяется поровну между емкостями трех фаз, которые приобретают одинаковое дополнительное напряжение по отношению к земле ΔU (смещение нейтрали), накладывающееся на напряжение источника

$$\Delta U = C_0' (U_{B\,\text{макс}} + U_{C\,\text{макс}})/3C_0'. \qquad (24\text{-}7)$$

В рассматриваемом случае погасания дуги в момент максимума напряжений на поврежденных фазах ($U_{B\,\text{макс}} \approx U_{C\,\text{макс}}$)

$$\Delta U = 2/3 U_{B\,\text{макс}}. \qquad (24\text{-}7\text{а})$$

После успешного гашения дуги на установившиеся напряжения $U_A + \Delta U$, $U_B + \Delta U$ накладываются высокочастотные колебания (рис. 24-2) с частотой $\omega_2 \gg \omega$, которая характеризуется параметрами прямой последовательности вследствие восстановления симметричной схемы:

$$\omega_2 = 1/\sqrt{L_и C' l} = 1/\sqrt{L_и (C_0' + 3C_{мф}') l}. \qquad (24\text{-}8)$$

Эти колебания приводят к характерному всплеску напряжения в фазе A, носящему название пика гашения $U_{п.г}$. Амплитуда колебаний A_2 равна разности между мгновенным значением вынужденного напряжения на поврежденной фазе непосредственно после обрыва дуги $U_A(t) + \Delta U$ и начального напряжения до обрыва дуги, равного нулю. Пик гашения приближенно равен (без учета затухания и изменения во времени напряжения промышленной частоты):

$$U_{п.г} \approx 2A_2 = 2[U_A(t_2) + \Delta U]. \qquad (24\text{-}9)$$

$U_A(t_2)$ и ΔU имеют разные знаки; для рассматриваемого случая

$$U_{п.г} = 2(\Delta U - U_ф). \qquad (24\text{-}9\text{а})$$

После затухания свободных колебаний происходит более медленный подъем напряжения с частотой источника.

На рис. 24-2, *а* наряду с восстанавливающимся напряжением на дуговом промежутке приведены также кривые восстанавливающейся прочности для различных случаев *А*, *Б*, *В*, скорость нарастания которой зависит от большого числа трудно учитываемых факторов, в частности максимального значения тока в дуге, которое определяет степень ионизации дугового канала.

Случай *А*, когда прочность промежутка выше восстанавливающегося напряжения, характерен для небольших сетей с малой емкостью относительно земли, в которых дуговое замыкание на землю

обычно ликвидируется в течение одного полупериода промышленной частоты.

В случае *Б* кривая восстанавливающейся прочности проходит выше пика гашения, но пересекается с кривой восстанавливающегося напряжения вблизи ее максимума (t_4). В этот момент дуга вновь загорится, но может опять погаснуть при переходе через нуль высокочастотного тока. Таким образом, дуга будет иметь перемежающийся характер.

В случае *В* повторное зажигание дуги происходит в момент t_3 вскоре после ее погасания и сопровождается колебательным процессом, но уже с меньшей амплитудой, потому что напряжение на неповрежденных фазах в этот момент приближается к своему установившемуся состоянию. Вероятность гашения дуги при втором прохождении тока через нуль больше, чем при первом, а получающееся при этом смещение нейтрали — меньше. Если дуга все же загорится снова и не погаснет во время перехода через нуль тока высокочастотных колебаний, то вопрос о том, будет ли она гореть дальше, решится при переходе через нуль тока промышленной частоты. Следовательно, дуга может быть как перемежающейся, так и устойчивой. В последнем случае дуговое замыкание на землю мало отличается от металлического и не приводит к перенапряжениям, за исключением первого кратковременного всплеска напряжения. Такие дуги опасны большой продолжительностью горения и вытекающими отсюда возможностями необратимого повреждения изоляции (закрытые дуги) или переброски на другие фазы (открытые дуги).

Наибольшие перенапряжения возникают в случае *Б*, когда повторное зажигание дуги происходит приблизительно через полпериода после гашения дуги. Увеличение напряжения в переходном режиме по сравнению с первым зажиганием обусловлено смещением нейтрали ΔU. На рис. 24-2 видно, как изменяются напряжения в фазах *А* и *В* при смещении нейтрали и увеличивается разность между установившимся напряжением u_{AB} и напряжением неповрежденной фазы $u_B + \Delta U$ в момент, предшествующий зажиганию дуги, что приводит к увеличению амплитуды свободных колебаний.

Для определения максимального напряжения при n-м зажигании дуги можно использовать (24-6), учитывая, что напряжение фазы *А* в момент, предшествующий зажиганию, возрастает на величину смещения нейтрали, образовавшегося в результате предыдущего гашения дуги:

$$U_{n\,\text{макс}} = U_B(t_n) - U_A(t_n) - [U_A(t_n) + \Delta U_{n-1}](1-k)(1-d). \qquad (24\text{-}10)$$

Рассмотрим различные варианты поведения дуги и определим предельные величины перенапряжений, используя (24-10).

1. Дуга гаснет при первом переходе через нуль тока высокочастотных колебаний и вновь зажигается через полпериода в момент максимума напряжения на поврежденной фазе (теория Петерсена). Такой режим, основанный на идеализации поведения дуги,

маловероятен, но его рассмотрение позволяет получить предельные значения перенапряжений, т. е. с запасом оценить их опасность для изоляции.

Таблица 24-2

n	$\Delta U_{n-1}/U_ф$	$U_B(t_n)/U_ф$	$U_A(t_n)/U_ф$	$U_{n\,макс}/U_ф$
1	0	0,5	—1	2,22
2	1,48	—0,5	1	—3,28
3	—2,19	0,5	—1	3,8
4	2,53	—0,5	1	—4,04
5	—2,69	0,5	—1	4,14

В табл. 24-2 приведены результаты расчета перенапряжений при первом, втором и последующих зажиганиях дуги ($k = 0{,}2$, $d = 0{,}1$).

Максимальные перенапряжения и смещение нейтрали растут от полупериода к полупериоду, но темп роста постепенно замедляется. Это объясняется тем, что параллельно с накоплением зарядов на емкостях после каждого погасания дуги происходит стекание зарядов в землю за время горения дуги. Эти два противоположных процесса должны привести к тому, что рост перенапряжений прекратится. Предельное значение перенапряжений можно определить по (24-10), приняв, что $U_{n\,макс} = U_{(n-1)\,макс}$. Тогда

$$U_{n\,макс} = 1{,}5U_ф - \left(-U_ф - \frac{2}{3}U_{n\,макс}\right)(1-k)(1-d). \quad (24\text{-}11)$$

Из этого выражения следует, что

$$U_{n\,макс} = U_ф \frac{1{,}5+(1-k)(1-d)}{1-2/3\,(1-k)(1-d)}. \quad (24\text{-}12)$$

Для рассматриваемого примера $U_{n\,макс} = 4{,}26\ U_ф$:

2. Эксперименты в сетях и на моделях, проведенные в Советском Союзе (ВНИИЭ, Н. Н. Беляков), показали, что дуга может гаснуть как при первом или последующем переходе через нуль высокочастотного тока, так и при переходе через нуль тока промышленной частоты. Попытка гашения дуги заканчивается удачно, если пик гашения не превышает определенного значения, которое в сетях 6—10 кВ лежит в пределах (0,23—0,37) $U_ф$ и было принято с запасом, равным 0,4 $U_ф$. Значение пика гашения связано со смещением нейтрали соотношением (24-9а), из которого следует, что предельному значению пика гашения соответствует смещение нейтрали не более чем

$$\Delta U = 0{,}5U_{п.г} + U_ф = 1{,}2U_ф. \quad (24\text{-}13)$$

Таким образом, смещение нейтрали ограничивается значением 1,2 $U_ф$ благодаря свойствам реальной дуги. Если $\Delta U > 1{,}2\ U_ф$,

то $U_{п.г} > 0{,}4\,U_ф$ и попытка гашения дуги оканчивается неудачно; дуга тут же загорается вновь, и заряды емкостей частично отводятся в землю. Так продолжается до тех пор, пока пик гашения не станет меньше, чем $0{,}4\,U_ф$. После этого дуга гаснет и может зажечься под влиянием восстанавливающегося напряжения промышленной частоты приблизительно через полпериода или несколько раньше, как это показано на рис. 24-3 (теория Белякова).

Максимальная величина перенапряжений определяется путем подстановки в (24-10) значений

$$\Delta U = -1{,}2U_ф;\ U_A = -U_ф \sin\varphi\ \ U_B = -U_ф \sin(\varphi - 120°).$$

При $\varphi = 90°$

$$U_{макс} = 1{,}5U_ф - (-2{,}2U_ф)(1-k)(1-d) = 3{,}1U_ф. \quad (24\text{-}14)$$

Можно показать, что в одной из фаз $U_{макс}$ имеет наибольшее значение при $\varphi < 90°$, т. е. наибольшие перенапряжения возникают при повторном зажигании дуги не в момент максимума напряжения поврежденной фазы, а несколько раньше, что одновременно является и более вероятным. На рис. 24-3 приведены кривые изменения напряжения на всех трех фазах при учете наиболее неблагоприятного момента зажигания дуги, из которых следует, что предельное перенапряжение достигается при втором зажигании дуги, тогда как по теории Петерсена перенапряжения возрастают от зажигания к зажиганию. Теория Белякова дает меньшие значения перенапряжений, чем теория Петерсена, и в большей степени отражает своеобразие поведения реальной дуги, но в то же время носит более частный характер, поскольку она основана на экспериментах, ограниченных определенными условиями.

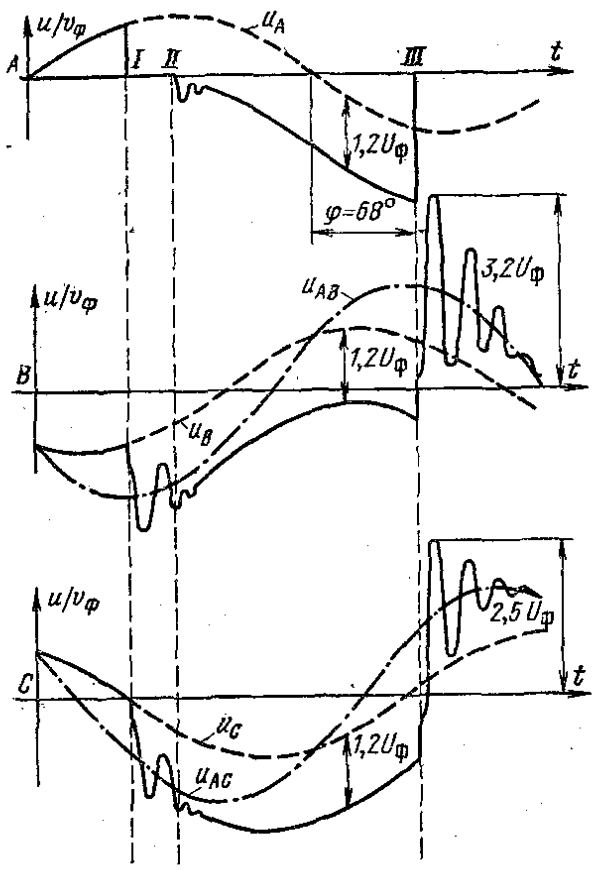


Рис. 24-3. Процесс повышения напряжения при неустойчивом горении дуги (обрыв дуги при пике гашения меньше $0{,}4\,U_ф$).

I — зажигание дуги; *II* — гашение дуги при третьем прохождении тока высокой частоты через нуль; *III* — новое зажигание дуги.

3. Дуга гаснет при переходе через нуль тока промышленной частоты и зажигается вновь при максимальном значении напряжения промышленной частоты на поврежденной фазе (теория Петерса и Слепяна). При этих условиях гашение дуги происходит через полпериода после зажигания, когда свободные колебания затухают и мгновенные значения напряжения на неповрежденных фазах

равны $\pm 1{,}5\,U_ф$, а смещение нейтрали

$$\Delta U = \pm \frac{2 \cdot 1{,}5 U_ф}{3} = \pm U_ф.$$

Подставляя значение ΔU в (24-10), получаем:

$$U_{п\,макс} = 1{,}5U_ф - (-U_ф - U_ф)(1-k)(1-d) = \\ = 1{,}5U_ф + 2U_ф(1-k)(1-d). \qquad (24\text{-}15)$$

Для принятых ранее параметров $U_{макс} = 1{,}94\,U_ф$.

На рис. 24-4 приведены зависимости максимальных кратностей перенапряжений от произведения $(1-k)$ $(1-d)$, рассчитанные в соответствии с различными теориями. В области практических значений k и d разница между результатами расчетов не очень велика. Из рассмотрения кривых, приведенных на рис. 24-4, можно сделать вывод, что кратность перенапряжений лишь в редких случаях превосходит уровень изоляции установок 6—35 кВ. Однако эти перенапряжения опасны не только своей амплитудой, но и длительностью, и высокочастотным характером процесса. Кроме того, они охватывают всю сеть в целом, что повышает вероятность перекрытия изоляции, которое может произойти не только у места замыкания, но и в удаленных точках. Как устойчивая, так и перемежающаяся дуги могут гореть долго и перебрасываться на другие фазы, приводя к к. з. Поэтому во всех случаях необходима быстрая ликвидация дуги замыкания на землю, которая может быть достигнута путем ограничения тока через дуговой промежуток и уменьшения скорости восстановления напряжения.

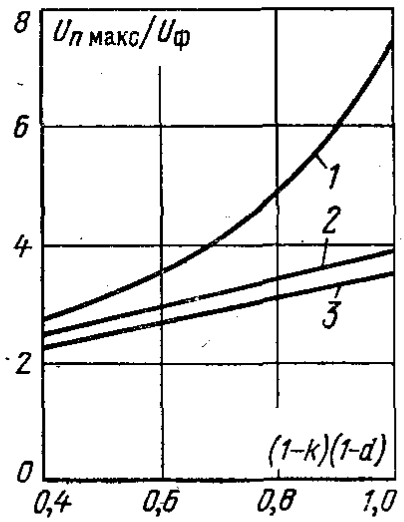


Рис. 24-4. Зависимость максимального напряжения на неповрежденной фазе от $(1-k)$ $(1-d)$.

1 — по Петерсену; *2* — по Белякову; *3* — по Петерсу и Слепяну.

24-3. ЗАЗЕМЛЕНИЕ НЕЙТРАЛИ ЧЕРЕЗ ДУГОГАСЯЩИЙ РЕАКТОР

Компенсация тока замыкания на землю. Одним из наиболее распространенных средств уменьшения (компенсации) тока замыкания на землю является включение в нейтраль регулируемого реактора (рис. 24-5), который называют также дугогасящей катушкой, катушкой Петерсена, настроенной индуктивностью.

При равенстве частичных емкостей относительно земли для всех фаз потенциал нейтрали в нормальном режиме равен нулю и ток в катушке отсутствует. При однофазном замыкании на землю на нейтрали появляется напряжение нулевой последовательности, рав-

ное $U_ф$, и в катушке возникает ток

$$\dot{I}_к = \frac{\dot{U}_ф}{r_0 + j\omega L_0} = \dot{U}_ф \left[\frac{r_0}{(\omega L_0)^2} - j \frac{1}{\omega L_0} \right]. \qquad (24\text{-}16)$$

В (24-16) L_0 и r_0 представляют собой суммарную индуктивность $L_0 = L_к + L/3$ и активное сопротивление нулевой последовательности, практически равные индуктивности $L_к$ и сопротивлению $r_к$ самой катушки, причем $r_0 \ll \omega L_0$. Через место замыкания на землю проходят ток катушки и ток замыкания на землю, который складывается из емкостного тока линии и активной составляющей $3U_ф g' l$, обусловленной утечками по изоляторам и потерями на корону в воздушных линиях, диэлектрическими потерями в кабельных линиях. Общий ток через место замыкания (остаточный ток $\dot{I}_0$) равен:

$$\dot{I}_0 = \dot{I}_з + \dot{I}_к = U_ф \left[3g'l + \frac{r_0}{(\omega L_0)^2} + j \left(3\omega C_0' l - \frac{1}{\omega L_0} \right) \right] = I_а + j(I_C - I_L); \qquad (24\text{-}17)$$

$$I_0 = \sqrt{I_а^2 + (I_C - I_L)^2}. \qquad (24\text{-}17а)$$

На рис. 24-6 приведены зависимость остаточного тока от индуктивного тока катушки и векторные диаграммы для типичных случаев. Область слева от точки минимума, где $I_L < I_C$, называется областью недокомпенсации, точка $I_L = I_C$ — точкой компенсации или идеальной настройки, а область $I_L > I_C$ — областью перекомпенсации. Минимальное значение тока при идеальной настройке определяется его активной составляющей, а также высшими гармоническими, которые могут появиться благодаря небольшому отклонению характеристики катушки от линейной и наличию высших гармоник в кривой э. д. с. источника.

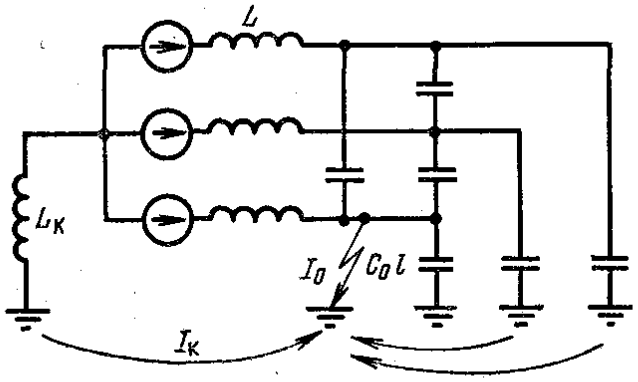


Рис. 24-5. Схема замещения сети с дугогасящей катушкой нейтрали.

Представим уравнение (24-17) в следующем виде:

$$\dot{I}_0 = jI_C \left(1 - \frac{I_L}{I_C} - j \frac{I_а}{I_C} \right) = jI_C (1 - q - j\delta) = jI_C (v - j\delta); \qquad (24\text{-}18)$$

$$I_0 = I_C \sqrt{v^2 + \delta^2}, \qquad (24\text{-}18а)$$

где

$$q = \frac{I_L}{I_C} = \frac{U_ф}{\omega L_0 \cdot 3U_ф \omega C' l} = \frac{1}{\omega^2 \cdot 3C_0' l L_0} = \frac{\omega_0^2}{\omega^2}; \qquad (24\text{-}19)$$

$$v = |1 - q|;$$

$$\delta = \frac{I_а}{I_C} \approx \frac{g'}{\omega C_0'} + \frac{r_0}{\omega L_0};$$

ω_0 — собственная частота сети с катушкой в нейтрали.

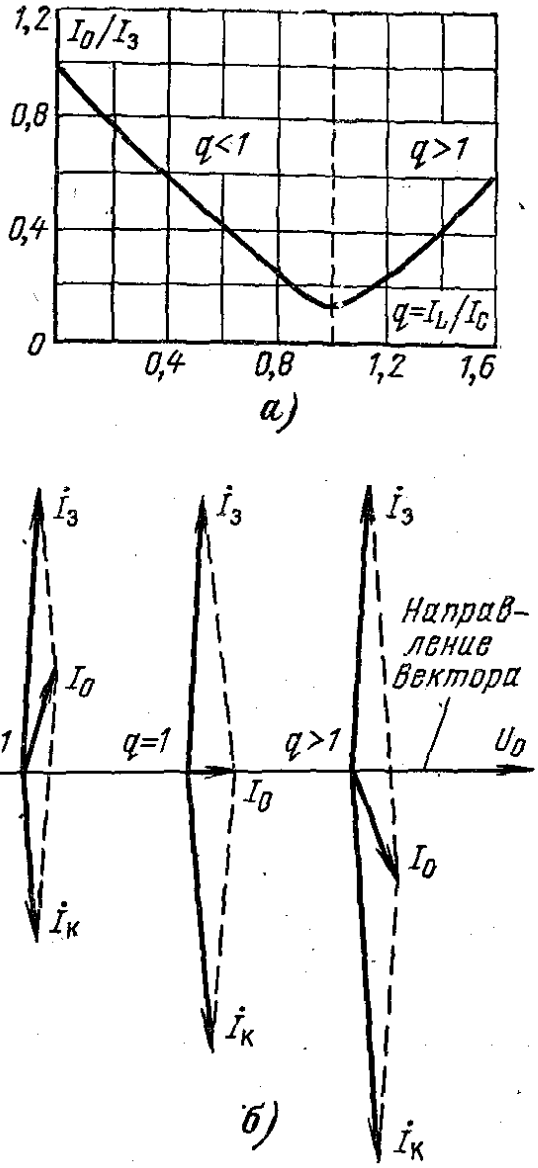


Рис. 24-6. Кривая зависимости тока через место замыкания от индуктивного тока катушки (*а*) и векторные диаграммы для различной степени компенсации емкостного тока (*б*).

Равенство $q = 1$ ($v = 0$) соответствует условиям точной настройки. При этом собственная частота сети равна частоте источника — схема работает в условиях резонанса токов (в технической литературе иногда применяется термин «резонансное заземление нейтрали»). При недокомпенсации $q < 1$ и $\omega_0 < \omega$, а при перекомпенсации $q > 1$ и $\omega_0 > \omega$.

В условиях эксплуатации не всегда можно добиться точной настройки, но при небольших отклонениях абсолютная величина нескомпенсированного тока мало отличается от активной составляющей, поскольку активная и реактивная составляющие складываются в квадратуре.

Ограничение тока через дуговой промежуток облегчает условия деионизации дуги и повышает вероятность ее быстрого гашения.

Ограничение скорости восстановления напряжения на дуговом промежутке. Первое зажигание дуги в сети с катушкой происходит так же, как и в сети с изолированной нейтралью, т. е. сопровождается колебательным процессом, частота и амплитуда которого мало зависят от наличия катушки вследствие ее большого индуктивного сопротивления для токов высокой частоты. По этой же причине катушка не влияет на высокочастотную составляющую переходного процесса, который возникает после попытки гашения дуги при переходе через нуль тока высокочастотных колебаний.

После затухания высокочастотной составляющей на емкостях трех фаз и на нейтрали устанавливается общее напряжение смещения ΔU. Одинаково заряженные емкости начинают разряжаться через катушку с частотой ω_0, равной при идеальной настройке частоте источника ω (рис. 24-7, *а*, кривая *1*). При наложении этих низкочастотных колебаний на напряжение источника (кривая *2*) получается медленное нарастание напряжения на дуговом проме-

жутке (кривая 3), обусловленное затуханием свободных колебаний $\left(\delta_0 = \frac{r_0}{2L_0} + \frac{g'}{2C_0'} = \frac{\omega\delta}{2}\right)$. Для сравнения на рис. 24-7, *б* воспроизведена кривая восстановления напряжения в сети с изолированной нейтралью, взятая на рис. 24-2. Сопоставление кривых на рис. 24-7 показывает, что пик гашения в обоих случаях одинаков, но дальнейший ход процесса после затухания высокочастотных колебаний раз-

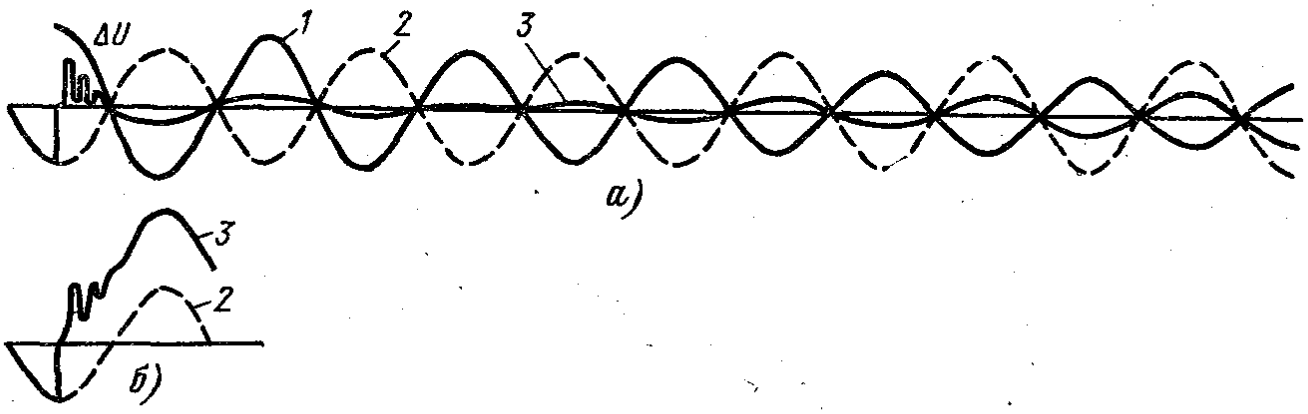


Рис. 24-7. Кривые восстанавливающегося напряжения после обрыва дуги при прохождении через нуль тока высокой частоты.

а — с катушкой; *б* — без катушки; *1* — свободные колебания; *2* — напряжение источника; *3* — результирующее напряжение.

личен. В сети с изолированной нейтралью напряжение смещения нейтрали остается постоянным, а напряжение на поврежденной фазе возрастает, изменяясь с частотой сети, что может привести к повторному зажиганию дуги. В сети с дугогасящей катушкой в нейтрали напряжение с частотой источника восстанавливается медленно, поскольку фазное напряжение источника и составляющая свободных колебаний противоположны по фазе. Если дуга не зажигается под влиянием пика гашения непосредственно после обрыва тока высокочастотных колебаний, то вероятность ее последующего зажигания при воздействии восстанавливающегося напряжения промышленной частоты уменьшается.

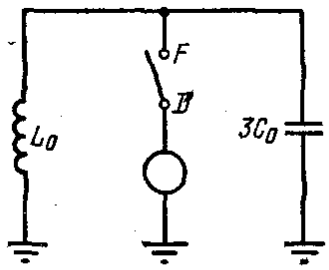


Рис. 24-8. Однофазная схема замещения для определения восстанавливающегося напряжения.

При неучете высокочастотных колебаний или в случае гашения дуги вблизи перехода через нуль тока промышленной частоты процесс может быть описан на основании однофазной схемы замещения рис. 24-8, в которой замыкание и размыкание ключа DF равносильно зажиганию и погасанию дуги. В случае идеальной настройки огибающая кривой восстанавливающегося напряжения представляет собой экспоненту $U_ф\,(1 - e^{(-\delta/2)\,\omega t})$, т. е. напряжение на поврежденной фазе восстанавливается до $U_ф$ после затухания свободных колебаний (рис. 24-9, *а*). При отклонении от условий настройки $\omega_0 = \omega$ восстанавливающееся напряжение носит характер биений с частотой оги-

бающей

$$\Omega = \frac{|\omega_0 - \omega|}{2} = \frac{\omega|\sqrt{q}-1|}{2} \approx \frac{\omega|q-1|}{4} = \frac{\omega v}{4} \qquad (24\text{-}20)$$

и периодом колебаний $T_\Omega = \frac{2\pi}{\Omega} = \frac{4}{v}T$.

На рис. 24-9, *б* представлена кривая восстанавливающегося напряжения при $q = 1{,}2$ и $\delta = 0{,}05$. При $\delta/v \ll 1$ можно считать, что максимум восстанавливающегося напряжения наступает приблизительно при $T_\Omega/4$, т. е. через $1/v$ периодов промышленной

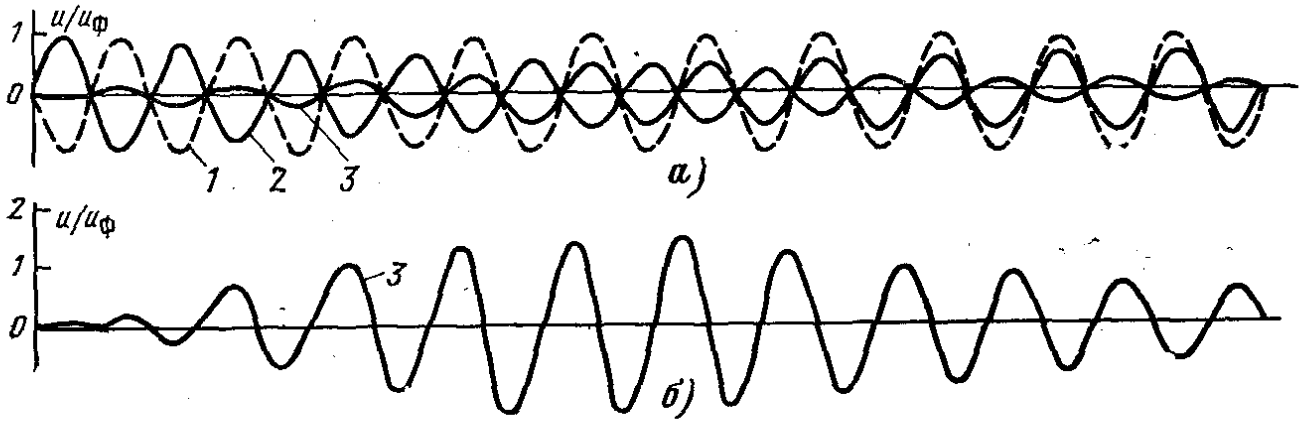


Рис. 24-9. Кривые восстанавливающегося напряжения после обрыва дуги при переходе через нуль тока промышленной частоты ($\delta = 0{,}05$).

а — точная настройка; *б* — перекомпенсация $q = 1{,}2$; *1* — свободные колебания; *2* — напряжение источника; *3* — восстанавливающееся напряжение.

частоты. К этому моменту свободные колебания частично затухают и максимальное значение восстанавливающегося напряжения приблизительно равно:

$$U_{\text{макс}} \approx U_\text{ф}(1 + e^{-\delta\omega T/2v}) = U_\text{ф}(1 + e^{-\delta\pi/v}). \qquad (24\text{-}21)$$

Таким образом, с увеличением расстройки уменьшается время достижения максимума, т. е. увеличивается скорость восстановления напряжения на дуговом промежутке и его амплитуда; следовательно, повышается вероятность повторного зажигания дуги.

Амплитуда напряжения при повторном зажигании может быть определена по (24-10), но напряжение на поврежденной фазе (член в квадратных скобках) должно определяться по (24-21). Приняв, что зажигание дуги происходит в наиболее неблагоприятный момент максимума вынужденного напряжения на поврежденных фазах, получим:

$$U_{\text{макс}} = 1{,}73U_\text{ф} + U_\text{ф}(1 + e^{-\delta\pi/v})(1 - k)\,1 - d). \qquad (24\text{-}22)$$

Из (24-22) следует, что увеличение расстройки не только повышает вероятность повторного зажигания дуги, но увеличивает перенапряжения. Поэтому расстройка не должна превышать 0,05—0,1. При этом условии дугогасящая катушка способствует гашению дуги не только путем уменьшения тока через дуговой промежуток, но и благодаря уменьшению скорости восстановления напряжения.

Повышения напряжения при заземлении нейтрали через дугогасящую катушку. При

заземлении нейтрали через дугогасящую катушку возможны повышения напряжения не только при замыкании на землю, но и при нормальном режиме, если сеть обладает хотя бы небольшой несимметрией. Как известно, напряжение на изолированной нейтрали равно:

$$\dot{U}_0 = \frac{\dot{U}_1 y_1 + \dot{U}_2 y_2 + \dot{U}_3 y_3}{y_1 + y_2 + y_3}, \qquad (24\text{-}23)$$

где $\dot{U}_1 = \dot{U}_\Phi$; $\dot{U}_2 = a^2 U_\Phi$; $\dot{U}_3 = a\dot{U}_\Phi$ — фазные напряжения; y_1, y_2, y_3 — проводимости фаз относительно земли.

Без учета активных потерь $y = j\omega C_0' l = j\omega C_0$.

В нормальном режиме возможно незначительное смещение нейтрали, так как при любом встречающемся на практике расположении проводов воздушных линий их емкости относительно земли неодинаковы. В частности, при горизонтальном расположении проводов емкость средней фазы C_0 приблизительно на 10% ниже, чем емкости крайних фаз. Если принять, что емкости двух фаз одинаковы ($C_{01} = C_{03} = C$), а емкость третьей фазы $C_{02} = mC$ отличается от других, то

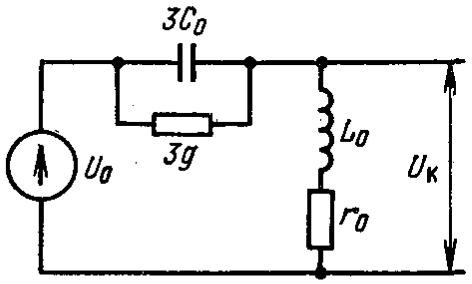


Рис. 24-10. Однофазная схема замещения для определения напряжения на дугогасящей катушке в нейтрали.

$$U_0 = U_\Phi \frac{mC + a^2 C + aC}{mC + 2C} = U_\Phi \frac{m-1}{m+2}. \qquad (24\text{-}24)$$

Например, при $m = 0{,}9$ $U_0 = 0{,}035\, U_\Phi$, смещение нейтрали незначительно, но при включении катушки оно резко возрастает. Это явление может быть объяснено, если воспользоваться теоремой об активном двухполюснике и составить однофазную схему замещения (рис. 24-10), где э. д. с. источника равна напряжению U_0 на разомкнутой нейтрали; индуктивность катушки включается последовательно с внешним сопротивлением относительно ее зажимов, т. е. с суммарной емкостью и проводимостью трех фаз относительно земли. Схема на рис. 24-10 представляет собой резонансный контур, в котором возможны значительные повышения напряжения на отдельных элементах, в частности на индуктивности катушки (резонанс напряжений). Это напряжение можно найти, учитывая, что напряжения распределяются обратно пропорционально проводимостям:

$$U_к = U_0 \frac{3Y}{3Y + Y_L} = U_0 \frac{3(g + j\omega C_0)}{3(g + j\omega C_0) + \frac{r_0}{(\omega L_0)^2} - j\frac{1}{\omega L_0}}, \qquad (24\text{-}25)$$

где C_0 — средняя емкость относительно земли. Пренебрегая $3g$ в числителе и разделив знаменатель на $3\, j\omega C_0$, получим:

$$\dot{U}_к = \frac{U_0}{1 - q - j\delta} = \frac{U_0}{v - j\delta}; \qquad (24\text{-}25а)$$

$$U_к = \frac{U_0}{\sqrt{v^2 + \delta^2}}. \qquad (24\text{-}25б)$$

Из (24-25б) видно, что при идеальной настройке смещение нейтрали достигает наибольшего значения $U_к = U_0/\delta$. Например, при $U_0 = 0{,}035\ U_ф$ и $\delta = 0{,}05$ смещение нейтрали при точной настройке достигает $0{,}7\ U_ф$. Одновременно искажается и векторная диаграмма напряжений относительно земли; на одной фазе напряжение падает до $0{,}3\ U_ф$, а на других фазах поднимается почти до $1{,}5\ U_ф$, причем такой режим существует постоянно. Хотя подобные повышения напряжения не представляют опасности для изоляции, однако они недопустимы из-за увеличения потерь на корону, влияния на линии слабого тока. Отклонение от условий настройки в пределах 0,1 уменьшает смещение нейтрали до $0{,}3\ U_ф$, но этого недостаточно. Поэтому в сети с дугогасящей катушкой в нейтрали необходимо особенно тщательно выполнять транспозицию.

Значительно бóльшие, но кратковременные смещения нейтрали могут возникать при обрыве или отключении одной фазы на участке линии. В предельном случае, когда одна фаза отключается полностью ($m = 0$), U_0 достигает наибольшего значения $U_0 = 0{,}5\ U_ф$ (24-24).

При определении $U_к$ следует иметь в виду, что после отключения одной фазы полностью или частично настройка сети характеризуется новым значением:

$$q' = \frac{1}{\omega^2 L_0 C' l\,(2+m)} = q\,\frac{3}{2+m}. \qquad (24\text{-}26)$$

Одновременно несколько изменяется величина δ, однако этим можно пренебречь в целях упрощения. Смещение нейтрали на основании (24-24), (24-25б) и (24-26) равно:

$$U_к = U_ф\,\frac{1-m}{2+m}\,\frac{1}{\sqrt{\left(1-\frac{3}{2+m}\,q\right)^2+\delta^2}}.$$

В том случае, когда сеть до отключения фазы работала в условиях идеальной настройки ($q = 1$), после отключения фазы в схеме исчезают условия для возникновения резонанса, благодаря этому $U_к < U_0/\delta$. При работе сети с перекомпенсацией, например при $q = 1{,}1$, после частичного отключения фазы ($m = 0{,}7$) происходит дальнейшее отклонение от условий резонанса и $q' = 1{,}21$. При недокомпенсации соотношения получаются неблагоприятными. Например, при $q = 0{,}9$, после частичного отключения фазы ($m = 0{,}7$) выполняются условия резонанса ($q' = 1$) и смещение нейтрали резко возрастает.

На рис. 24-11 представлены зависимости смещения нейтрали от $(1 - m)$ при разных условиях настройки до отключения фазы, которые показывают, что при полной компенсации или перекомпенсации напряжение монотонно возрастает с увеличением несимметрии, не превышая $U_ф$. При недокомпенсации кривые носят резонансный характер и смещение нейтрали получается большим. При напряжениях на катушке, превышающих $1{,}5\ U_ф$, начинает сказываться насыщение сердечника, которое несколько ограничивает повышения напряжения (кривая *5*).

Таким образом, работа с недокомпенсацией недопустима, так как при частичном отключении фазы режим недокомпенсации может перейти в режим идеальной настройки и привести к большим смещениям нейтрали.

Конструкция и включение дугогасящей катушки в сеть. Дугогасящие катушки выполняются со стальным сердечником, который имеет воздушные зазоры, для того чтобы обеспечить вольт-амперную характеристику, близкую к линейной. Благодаря этому уменьшается содержание высших гармоник в кривой тока через дуговой промежуток, присутствие которых может затруднить гашение дуги.

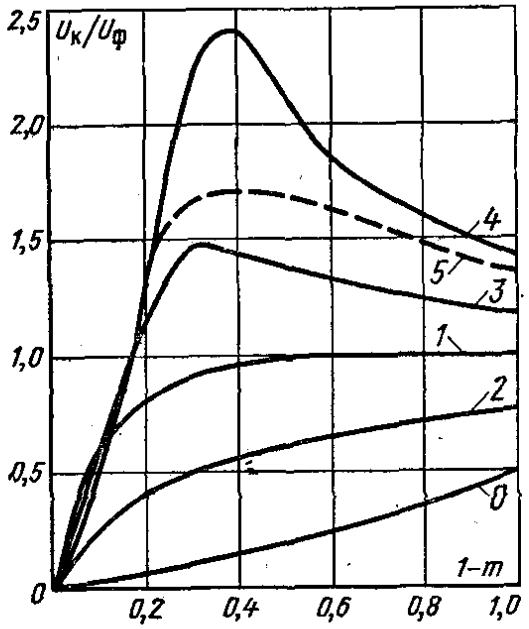


Рис. 24-11. Зависимости напряжения на нейтрали от несимметрии $(1 - m)$ при разных степенях расстройки.

0 — нейтраль изолирована; *1* — $q = 1$; *2* — $q = 1{,}1$; *3* — $q = 0{,}95$; *4* — $q = 0{,}9$; *5* — $q = 0{,}9$ с учетом насыщения сердечника.

Для регулировки настройки катушки выполняются с ответвлениями, позволяющими изменять ток компенсации в отношении 1 : 2 или 1 : 2,5.

Катушка помещается в бак, заполненный маслом. Ответвления для регулировки присоединяются к переключателю, расположенному внутри бака; привод переключателя выводится наружу.

В Советском Союзе рекомендуется применять дугогасящие аппараты при емкостном токе, превышающем значения, приведенные в табл. 24-1. Это определяет минимальную мощность катушек, выпускаемых отечественными заводами. Номинальная мощность катушки (реактивная) определяется по верхнему пределу тока компенсации.

В маркировке катушек, выпускаемых московским электрозаводом им. Куйбышева, указывается название катушки — защитный реактор однофазный масляный (сокращенно ЗРОМ), мощность $U_ф\, I_{к.\,макс}$ и номинальное напряжение.

Суммарная мощность дугогасящих катушек, установленных в сети, должна превосходить на 25% зарядную мощность линий, что учитывает возможное расширение сети, а также целесообразность работы с перекомпенсацией. Дугогасящие катушки желательно устанавливать на узловых подстанциях. Для наилучшего использования мощности катушки трансформатор, в нейтраль которого она включена, должен иметь минимальное сопротивление нулевой последовательности, что обеспечивается наличием обмотки, соединенной в треугольник.

Катушка может быть включена в нейтраль специального трансформатора, не несущего другой нагрузки, но значительно чаще она включается в нейтраль одного из работающих трансформаторов,

который при этом получает дополнительную нагрузку. Допускается включение катушки с мощностью, равной 50% мощности трансформатора, при условии, что она будет работать с наибольшим током компенсации не более 2 ч.

При включении катушки в нейтраль трехобмоточного трансформатора мощность ее не должна превышать мощности обмотки, соединенной в треугольник.

ГЛАВА ДВАДЦАТЬ ПЯТАЯ

ОГРАНИЧЕНИЕ ВНУТРЕННИХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

25-1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ВОПРОСА

Из предыдущих глав следует, что кратковременные (коммутационные) перенапряжения могут достигать (3—3,5) $U_ф$. Столь высокие перенапряжения возникают при следующих коммутациях.

Неустойчивые дуговые замыкания на землю в системах с изолированной нейтралью. Ограничение вероятности возникновения, длительности и амплитуд этих перенапряжений было рассмотрено в гл. 24.

Отключение ненагруженных линий, сопровождающееся повторными зажиганиями дуги в выключателе.

Отключение ненагруженных трансформаторов.

Автоматическое повторное включение.

Одностороннее отключение за батареей конденсаторов продольной компенсации в электропередачах СВН.

Отключение линии СВН в режиме асинхронного хода.

Несколько меньшие перенапряжения (обычно ниже 3-кратных) могут возникать при одностороннем отключении несимметричных к. з. в электропередачах СВН. Перенапряжения при плановом включении ненагруженных линий редко превышают 2 $U_ф$.

Длительные повышения напряжения, достигающие наибольшей величины (2—3) $U_ф$, обычно связаны с феррорезонансными явлениями. Они могут возникать в установках всех номинальных напряжений при неполнофазных режимах. Феррорезонансные перенапряжения в симметричных режимах, обусловленные высшими гармониками, свойственны преимущественно передачам СВН большой длины. Точно так же только для этих передач характерны повышения напряжения вследствие емкостного эффекта и несимметрии при к. з. на землю, представляющие интерес с точки зрения воздействия на изоляцию и условия работы защитных разрядников.

Перенапряжения переходного процесса в большинстве случаев превосходят уравни изоляции установок 330 и 500 кВ (2,7 и 2,5 $U_ф$), а тем более установок 750 кВ (2,1 $U_ф$) и разрабатываемых в настоящее время установок 1150 кВ (1,8 $U_ф$). Принудительное ограничение внутренних перенапряжений является отличительной чертой

электропередач СВН, хотя некоторые из защитных мероприятий могут применяться и в установках с напряжением 220 кВ и ниже.

Защита от внутренних перенапряжений основана на следующих принципах:

ограничение числа режимов, в которых могут возникать опасные перенапряжения, с помощью схемных мероприятий;

ограничение амплитуд установившихся напряжений, что приводит также и к снижению перенапряжений переходного процесса;

ограничение перенапряжений только переходного процесса ($K_{уд}$);

ограничение длительности или исключение опасных режимов с помощью релейной защиты и системной автоматики.

Средства, предназначенные для выполнения первых двух способов, в некоторых случаях могут быть одинаковыми, например использование реакторов на линиях.

Схемные мероприятия и средства ограничения установившихся перенапряжений. К числу схемных мероприятий для ограничения внутренних перенапряжений относятся установка пониженных коэффициентов трансформации, ограничение минимального числа работающих генераторов, использование шунтирующих реакторов на высшем и среднем (или третичном) напряжении, вынос измерительных электромагнитных трансформаторов напряжения на линию, применение схем без выключателей на стороне высшего напряжения.

Применение реакторов на стороне высшего напряжения, включенных непосредственно на линии, является отличительной чертой электропередач 500 кВ и выше. При номинальном напряжении 330 кВ, которое характерно для разветвленных сетей, объединяющих многочисленные подстанции, для ограничения перенапряжений используются реакторы, включаемые на стороне 10—35—110 кВ.

Благоприятный эффект реакторов, так же как установка пониженных коэффициентов трансформации и минимальных э. д. с., может быть использован только при плановом включении ненагруженной линии или при режиме передачи малых нагрузок. При передаче максимальной мощности включение всех реакторов в промежуточных точках линии без продольной компенсации недопустимо, так как это приводит к увеличению потерь и уменьшению предела устойчивости. Кроме того, мощность реакторов, выбранных по условиям синхронизации, обычно недостаточна для ограничения установившихся перенапряжений при несимметричных к. з., как это было показано в гл. 20. Поэтому в СССР применяется схема «безынерционного подключения реакторов»: реакторы, которые отключены по условиям нормального режима, практически мгновенно присоединяются к линии в том случае, когда повышения напряжения превосходят допустимую величину.

Вынос электромагнитных трансформаторов напряжения (ТН) на линию, будучи мероприятием схемного характера, в то же время является средством для ограничения вероятности повторных зажиганий при отключении ненагруженных линий, а также ампли-

туды перенапряжений при этой коммутации и особенно при АПВ; благоприятный эффект ТН основан на быстром саморазряде линии через активное сопротивление его обмоток. Однако это возможно только при отсутствии реакторов на линии. При колебательном разряде емкости линии через реакторы начинает играть роль высокое индуктивное сопротивление обмоток ТН, и оно практически не оказывает влияния на процесс разряда.

Применение блочных схем без выключателей на стороне высшего напряжения исключает режимы, при которых к шинам станции или системы присоединена разомкнутая на конце линия. Поскольку отключение нагрузки осуществляется на стороне низшего или среднего напряжения, в конце линии оказывается включенным ненагруженный трансформатор или автотрансформатор. Такая схема способствует ограничению перенапряжений при отключении ненагруженной линии или АПВ. Кроме того, нелинейная характеристика намагничивания трансформатора ограничивает повышения напряжения основной частоты, но способствует развитию колебаний на высших гармониках.

Кроме того, в блочных схемах возрастает опасность появления перенапряжений при большом разбросе или отказе одной из фаз при коммутациях включения или отключения, ведущих к неполнофазным режимам (см. гл. 21). Таким образом, наряду с достоинствами (экономия выключателей, ограничение перенапряжений при АПВ и отключении ненагруженных линий, ограничение повышений напряжения при основной частоте) блочные схемы обладают рядом недостатков. При перенапряжениях, вызванных неполнофазными включениями или обусловленных высшими гармониками, подвергается опасности наиболее ценное оборудование — трансформаторы или автотрансформаторы. Поэтому схемы без выключателей на стороне высшего напряжения применяются преимущественно при напряжениях до 330 кВ включительно.

Средства защиты от перенапряжений переходного процесса. Существуют два способа защиты от коммутационных перенапряжений всех видов, основанные на различных принципах. Первый принцип защиты заключается в ограничении перенапряжений, возникших во время какой-либо коммутации, с помощью специальных вентильных разрядников, обладающих повышенной пропускной способностью по сравнению с грозозащитными. Разновидностью этого способа является применение в отдельных случаях искровых промежутков.

Второй принцип защиты заключается в предотвращении возникновения больших перенапряжений путем применения выключателей, обеспечивающих наиболее благоприятное протекание коммутации. Эта цель в свою очередь может быть достигнута двумя способами. Первый способ — управление моментом включения так, чтобы замыкание цепи происходило при минимальной разности потенциалов на контактах выключателя. Второй способ — применение выключателей двухступенчатого действия или, как их не

вполне точно называют, выключателей с шунтирующими резисторами. Включение цепи происходит сначала через резистор $R_ш$, который демпфирует переходный процесс; затем этот резистор шунтируется главными контактами выключателя. Размыкание цепи происходит в обратном порядке. Использование этого мероприятия является эффективным при всех коммутациях, но требования к значениям шунтирующих сопротивлений в разных случаях различны.

К двум основным способам ограничения коммутационных перенапряжений можно добавить специфические меры защиты от отдельных видов перенапряжений, например устройства, обеспечивающие ускоренный саморазряд линии при отключении ненагруженных линий и АПВ.

Защита от внутренних перенапряжений установок различного номинального напряжения. В установках с номинальным напряжением до 220 кВ включительно должны быть ограничены перенапряжения при отключении ненагруженных трансформаторов и линий и при АПВ, так как остальные виды перенапряжений не представляют опасности для изоляции.

Перенапряжения при отключении ненагруженных трансформаторов имеют большую амплитуду, но небольшую длительность. Защита от этих перенапряжений может осуществляться грозозащитными разрядниками, пропускная способность которых достаточна для того, чтобы рассеять энергию, выделяющуюся при перенапряжениях этого вида. Ограничение перенапряжений может быть достигнуто также путем использования выключателей с шунтирующими резисторами.

Ограничение перенапряжений при отключении ненагруженных линий не может быть возложено на грозозащитные разрядники, установленные на подстанции, по двум причинам. Во-первых, разрядники должны находиться непосредственно на линии, во-вторых, они должны быть рассчитаны на отвод энергии, значительно большей, чем энергия, обусловленная грозовыми перенапряжениями. Создание таких разрядников технически возможно, но не является экономически оправданным, тем более что защита от перенапряжений этого вида может выполняться другими средствами — выносом на линию электромагнитных измерительных трансформаторов напряжения, применением выключателей с шунтирующими резисторами.

Другое положение наблюдается в линиях СВН (330 кВ и выше), где необходимо применение более радикальных мер ограничения перенапряжений. Исключение составляют короткие линии 330—500 кВ длиной 200—250 км, примыкающие к мощным системам (мощность трехфазного к. з. на шинах не менее 2,5—3,0 тыс. МВ · А), которые защищаются так же, как линии среднего напряжения.

Возможность предотвращения высоких коммутационных перенапряжений в электропередачах СВН специальными выключателями с управлением моментом включения или с шунтирующими

резисторами находится в стадии исследования. Разработанная в СССР и применяемая в настоящее время схема защиты от внутренних перенапряжений установок 330—750 кВ опирается на применение специальных вентильных разрядников с повышенной пропускной способностью и целого комплекса защитных устройств, обеспечивающих благоприятные условия их работы.

25-2. КОМПЛЕКСНАЯ СХЕМА ЗАЩИТЫ ОТ ВНУТРЕННИХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ СВН

Схема защиты от внутренних перенапряжений, разработанная институтом «Энергосетьпроект» для электропередач СВН 330—500—750 кВ, содержит следующие элементы:

шунтирующие реакторы для ограничения напряжений, в первую очередь в установившемся и частично в переходном режиме. Если по условиям нормального режима эти реакторы должны быть отключены, то они снабжаются механизмом безынерционного (искрового) подключения. Шунтирующие реакторы на стороне высшего напряжения применяются, начиная с номинального напряжения 500 кВ;

комбинированные разрядники для ограничения напряжения переходного процесса, или защитные искровые промежутки (при невозможности обеспечить гашение дуги в разрядниках);

релейные защиты от повышения напряжения;

устройства для снятия остаточного заряда на линии во время паузы АПВ или при отключении ненагруженных линий.

Повышения напряжения более чем на 15%, возможные в режиме синхронизации или при сбросе нагрузки на удаленных линиях, вызывает срабатывание релейной защиты с выдержкой времени 10—20 с, воздействующей в зависимости от условий на сигнал, отключение, включение дополнительных реакторов или работу регуляторов напряжения.

Быстродействующие релейные защиты с выдержкой времени 0,1—0,15 с действуют при повышениях напряжения (1,35—1,5) $U_ф$. При отключениях к. з. выдержка времени уменьшается до 1—2 периодов (0,02—0,04 с.) Поскольку разброс собственного времени выключателей может достигать 2—4 периодов, то суммарный разброс моментов отключения по обоим концам линии может быть равен 0,1—0,12 с. Однако в целом ряде режимов (§ 25-1) появляются столь высокие перенапряжения, воздействие которых на изоляцию недопустимо даже в течение одного полупериода. В этих случаях основными мерами защиты являются комбинированные разрядники и реакторы с искровым подключением.

Описание комбинированных разрядников было дано в гл. 16. Здесь остановимся более подробно на условиях их работы, которые отличаются от условий работы грозозащитных разрядников.

При коммутационных перенапряжениях амплитуда тока через разрядник после пробоя его искрового промежутка обычно не пре-

вышает 1,5—2 кА, т. е. в несколько раз меньше, чем в грозозащитных разрядниках; этот ток затухает в течение нескольких полупериодов (миллисекунды); таким образом, длительность прохождения тока через разрядник на три порядка выше, чем при грозовых перенапряжениях. Следовательно, энергия, которая должна рассеиваться в коммутационных разрядниках, значительно выше, чем в грозозащитных, и требования к их пропускной способности более тяжелые. Эти требования удовлетворяются путем применения специального материала — тервита (гл. 16).

Условия гашения дуги в разрядниках при коммутационных перенапряжениях также получаются более тяжелыми, чем при грозовых. На рис. 25-1 представлены кривые напряжения в точке подключения разрядника и тока через разрядник. Когда мгновенное значение напряжения на разряднике достигает пробивного напряжения искрового промежутка, происходит срабатывание разрядника (точка A). При прохождении напряжения и тока разрядника через нуль ток обрывается. В следующие полпериода разрядник может сработать вновь, если напряжение на разряднике растет быстрее, чем восстанавливающаяся прочность искрового промежутка (точка B); при этом напряжение второго и всех последующих пробоев меньше, чем в первый полупериод. Напряжение, при котором повторные пробои больше не происходят (точка C), является напряжением гашения $U_{гаш}$. Срабатывания разрядника должны прекратиться после затухания переходного процесса. Но установившееся напряжение $U_{уст}$ может значительно превышать $U_{ф}$ за счет емкостного эффекта или несимметрии. Кроме того, следует учитывать, что обрыв тока через разрядник представляет собой своеобразную коммутацию. Если в результате нескольких срабатываний разрядника «основной» переходный процесс практически затухает, то последний обрыв тока через разрядник (рис. 25-1) сам вызывает переходный процесс, в результате которого напряжение, хотя бы в первый полупериод после обрыва, может быть выше, чем $U_{уст}$. Однако благодаря нелинейной характеристике резистора разрядника и резкому уменьшению тока вблизи перехода через нуль свободная составляющая получается малой и максимальное напряжение обычно не превосходит (1,1—1,15) $U_{уст}$. Из сказанного следует, что кратность напряжения гашения в коммутационных и комбинированных разрядниках должна быть значительно выше, чем в грозозащитных разрядниках среднего напряжения, а коэффициент $k_{гаш} = U_{пр}/U_{гаш}$ — значительно ниже. В разрядниках последних выпусков, например РВМК-500-П, удалось снизить $k_{гаш}$

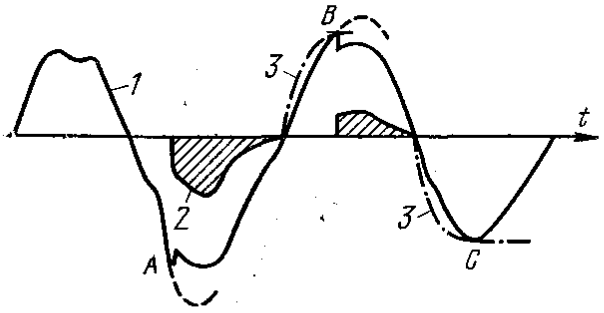


Рис. 25-1. Работа вентильного разрядника при коммутационных перенапряжениях.

1 — напряжение в точке подключения разрядника; *2* — ток через разрядник; *3* — восстанавливающаяся прочность искрового промежутка разрядника.

до 1,25, т. е. при пробивном напряжении (2,4—2,5) $U_ф$ напряжение гашения равно $U_{гаш} = U_{пр\sim}/k_{гаш} = (1{,}9—2{,}0)\ U_ф$.

С учетом повышения напряжения при обрыве дуги в разряднике допустимое установившееся напряжение после затухания переходного процесса должно быть равно $U_{уст} = U_{пр\sim}/(k1{,}15)$. Для линий различного номинального напряжения это дает следующие результаты:

$U_{ном}$	500	750	1150
$U_{пр\sim}/U_ф$	2,5	2,1	1,8
$U_{уст}/U_ф$	1,75	1,45	1,25

В том случае, когда приведенные соотношения не выполняются, дуга в разряднике, погаснув при прохождении тока через нулевое значение, будет зажигаться вновь, пока электропередача не отключится. Между тем современные коммутационные разрядники рассчитаны на прохождение тока с начальной амплитудой 1,5 кА в течение трех-четырех полупериодов. Требования к ограничению установившихся перенапряжений могли бы быть сняты только при условии, что разброс во временах срабатывания быстродействующих релейных защит по концам линии и собственного времени выключателя не превышает 0,04 с. При больших выдержках времени затяжное горение дуги в разряднике может привести к его разрушению. Поскольку в настоящее время этот минимальный интервал для линий 500 кВ не может быть гарантирован, приходится принимать меры для ограничения $U_{уст}$ до значений, приведенных выше, при которых обеспечивается самостоятельное гашение дуги в разрядниках. Это достигается с помощью реакторов, как постоянно включенных, так и с безынерционным подключением.

Схема безынерционного (искрового) подключения реакторов 500 кВ показана на рис. 25-2. Искровой промежуток присоединяется параллельно разомкнутому отъединителю выключателя, главные контакты которого нормально замкнуты. Пробивное напряжение искрового промежутка 500 кВ выбирается равным 1,5 $U_ф$. В процессе эксплуатации могут наблюдаться отклонения от установленной величины $\pm 10\%$ за счет статистического разброса и $\pm 10\%$ благодаря изменению атмосферных условий, т. е. пробивное напряжение искрового промежутка может колебаться в пределах (1,2—1,8) $U_ф$. Нижний предел обеспечивает отстройку искрового промежутка в послеаварийных режимах работы и при качаниях, когда напряжение может повышаться до (1,1—1,2) $U_ф$.

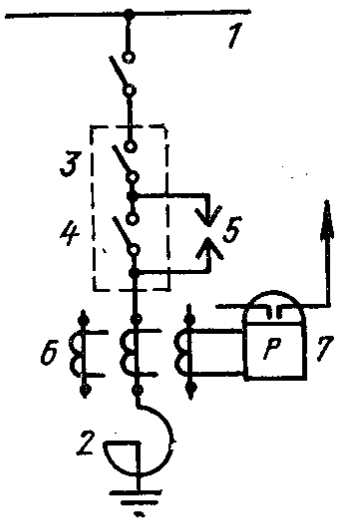


Рис. 25-2. Схема включения реактора 500 кВ через искровой промежуток.

1 — линия; *2* — реактор 500 кВ; *3* — главные контакты выключателя ВВ-500; *4* — отъединитель ВВ-500; *5* — искровой промежуток; *6* — трансформатор тока; *7* — реле на включении ВВ-500.

При повышениях напряжения, связанных с той или иной коммутацией, искровой промежуток пробивается, шунтируя контакты отъединителя, и подключает реактор к линии. Ток реактора приводит в действие реле, которое вызывает замыкание контактов отъединителя и погасание дуги в искровом промежутке. Реактор остается включенным до тех пор, пока не будет восстановлен нормальный режим работы линии, после чего выключатель реактора может быть отключен обслуживающим персоналом станции. Отключение индуктивного тока реактора может сопровождаться срезом тока, в результате которого восстанавливающееся напряжение на выключателе может достигнуть (2,0—2,5) $U_ф$. Именно по этой причине искровой промежуток во избежание пробоя включается параллельно отъединителю, а не всему выключателю. Преимущество рассмотренного способа защиты с помощью реакторов заключается в том, что он свободен от ограничений, с которыми приходится сталкиваться в случае применения разрядников, т. е. может применяться в сетях с любыми значениями $U_{уст}$. В отличие от разрядников реакторы ограничивают в первую очередь амплитуду установившегося режима. Ударный коэффициент в линиях с реакторами, в особенности при их искровом подключении, несколько выше, чем в линиях без реакторов, так как индуктивное сопротивление реакторов оказывается очень высоким в начальной стадии процесса; однако амплитуда напряжения в переходном процессе все же снижается за счет реакторов, хотя и в меньшей степени, чем вынужденная составляющая.

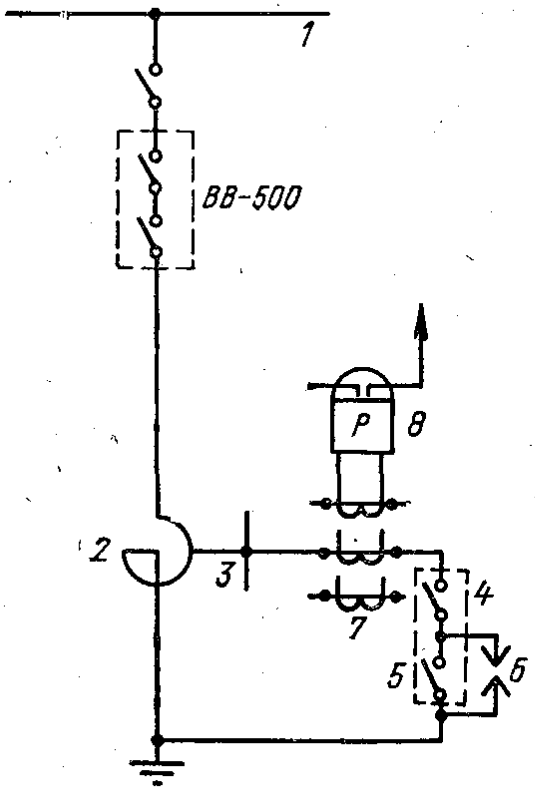


Рис. 25-3. Схема форсировки реактора через искровой промежуток.

1 — линия; *2* — реактор 500 кВ; *3* — отпайка реактора 110 кВ; *4* — главные контакты выключателя ВВ-110; *5* — отъединитель ВВ-110; *6* — искровой промежуток 110 кВ; *7* — трансформатор тока; *8* — реле на включение ВВ-110.

В отдельных случаях вместо искрового подключения реакторов (или наряду с ним) может применяться так называемая форсировка реакторов, т. е. кратковременное увеличение их мощности. Для этой цели используется ответвление 110 кВ на реакторах 500 кВ, которое выполняется для энергоснабжения небольших и малоответственных местных потребителей. Замыкание этого ответвления на землю через искровой промежуток снижает индуктивное сопротивление реактора почти в 4 раза, что сопровождается значительной компенсацией емкостного тока и снижением установившегося напряжения. Схема искровой форсировки реактора приведена на рис. 25-3. Ответвление 110 кВ соединено с землей через выключа-

тель; параллельно замыкающим контактам отъединителя включен искровой промежуток, который пробивается при напряжении (1,5—1,8) $U_ф$. Реле в цепи выключателя приводит в действие отъединитель, который замыкает контакты и шунтирует искровой промежуток, что вызывает гашение дуги. Через несколько секунд выключатель отключается автоматически; более длительный режим форсировки не допускается, так как при форсировке ток резко возрастает, что создает тяжелые температурные условия. Форсировка реакторов применяется в исключительных случаях и является менее распространенной, чем искровое подключение.

Таким образом, практика защиты от внутренних перенапряжений, принятая в СССР для электропередач СВН и проверенная при номинальном напряжении 500 кВ, предусматривает в наиболее тяжелых случаях применение коммутационных (комбинированных) разрядников и искрового подключения реакторов. Разрядник ограничивает кратковременные перенапряжения переходного процесса, а реактор облегчает условия его работы, уменьшая ток через разрядник, и обеспечивает надежное гашение дуги благодаря снижению установившихся перенапряжений.

Комбинированные разрядники устанавливаются параллельно реакторам, выполняя одновременно функции защиты линейной изоляции.

После пробоя ИП разрядника разрядная волна распространяется по линии с конечной скоростью. Поэтому напряжения в удаленных точках линии могут быть выше, чем напряжение на разряднике, на 5—10%. Расстояние от разрядника, в пределах которого напряжение не превосходит уровня изоляции, называется защитной зоной разрядника. Расчеты и практика эксплуатации показывают, что защитная зона каждого разрядника может быть оценена в 200—250 км.

На приемном конце линии 500 кВ реактор обычно не устанавливается (так как реактивная мощность, стекающая с линии, может быть использована потребителем), следовательно, отсутствует и реакторный разрядник. В двухцепных передачах 500 кВ можно отказаться и от установки линейного разрядника; с одной стороны, разрывы двухцепных передач достаточно редкое явление, а вероятность сочетания разрыва передачи с неблагоприятными режимными условиями мала; с другой стороны, с большой степенью вероятности длина концевого участка оказывается в пределах защитной зоны соседних разрядников.

Защиту трансформаторов от коммутационных перенапряжений могут выполнять грозовые разрядники РВМГ, так как на подстанциях коммутационные перенапряжения, а следовательно, и токи через разрядники меньше, чем на разомкнутом конце линии; вероятность срабатывания разрядников от коммутационных перенапряжений также ниже, чем на линии.

Наиболее тяжелые условия для работы разрядников создаются при АПВ, так как большие напряжения переходного процесса

приводят к большим токам через разрядники, при которых остающееся напряжение может превысить уровень изоляции. Поэтому установка разрядников не исключает мер по снижению остаточного заряда при АПВ, т. е. применения электромагнитных трансформаторов напряжения. Но, как было указано выше, наличие реакторов на линии приводит к колебательному разряду емкости линии во время бестоковой паузы, что исключает возможность стекания остаточного заряда через обмотки ТН. В последнее время институтом «Энергосетьпроект» рекомендовано отключение реакторов на время бестоковой паузы АПВ от действия релейной защиты, что позволяет использовать благоприятный эффект от применения трансформаторов напряжения.

При проектировании электропередач 750 кВ в основном сохранена система защиты от внутренних перенапряжений, принятая для электропередач 500 кВ с некоторыми видоизменениями. Расчеты показывают, что для ограничения установившихся перенапряжений потребуется большее число реакторов, чем по условиям нормального режима. В частности, необходима установка реакторов в конце линии. Разработан специальный аппарат для включения реакторов (включатель — отключатель), который совмещает функции выключателя и устройства искрового присоединения.

Для снижения перенапряжений при АПВ разработана схема разряда линии во время бестоковой паузы. В цепь реакторов со стороны заземленного конца включается сопротивление, нормально зашунтированное контактами выключателя 110 кВ. При отключении линии контакты выключателя размыкаются под действием релейной защиты. Сопротивление выбирается таким образом, чтобы во время бестоковой паузы произошло затухание колебательного процесса разряда линии через реакторы (примерно 100 Ом).

Наряду с усовершенствованием принятой системы защиты для электропередач 750—1150 кВ разрабатываются и другие мероприятия, направленные на уменьшение разброса моментов отключения выключателей по концам линии, что существенно облегчит условия работы разрядников.

25-3. ОГРАНИЧЕНИЕ КОММУТАЦИОННЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ С ПОМОЩЬЮ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ ДВУХСТУПЕНЧАТОГО ДЕЙСТВИЯ С ШУНТИРУЮЩИМИ СОПРОТИВЛЕНИЯМИ

Применение выключателей с шунтирующими резисторами принадлежит к числу мероприятий, которые воздействуют только на перенапряжения переходного процесса, не оказывая влияния на повышения напряжения установившегося режима.

Две принципиальные схемы выключателей с шунтирующими резисторами изображены на рис. 25-4. При включении сначала замыкаются вспомогательные контакты *2*, т. е. цепь включается через

резистор. Затем с небольшой выдержкой времени замыкаются главные контакты *1*. При отключении эта операция совершается в обратном порядке. В схеме на рис. 25-4 (верх) полный рабочий ток не проходит через контакты *2*, и они могут выполняться облегченными; недостатком ее является то обстоятельство, что на главные контакты *1* в отключенном положении ложится полная разность напряжений между источником и отключаемым объектом.

Благоприятный эффект шунтирующих резисторов обусловлен двумя факторами: демпфированием свободных колебаний во время переходного процесса и уменьшением остаточного заряда на линии при отключении ненагруженной линии или АПВ. Требования к значениям сопротивлений шунтирующих резисторов оказываются различными в зависимости от вида коммутаций.

Включение ненагруженной линии. Если линия подключается к источнику бесконечной мощности через активное сопротивление резистора, равное волновому $R_ш = z_c = \sqrt{L'/C'}$, то колебательный переходный процесс отсутствует ввиду отсутствия отражений от начала линии. Иначе говоря, равенство $R_ш = z_c$ представляет собой условие апериодичности для схемы, содержащей распределенные постоянные. При конечной мощности источника к распределенной индуктивности линии добавляется сосредоточенная индуктивность источника, и значение $R_ш$, необходимое для осуществления условий апериодичности, возрастает. Однако на практике нет необходимости добиваться полной апериодичности, достаточно получить существенное затухание переходного процесса к моменту максимума. Это условие выполняется, если сопротивление $R_ш$ равно волновому сопротивлению линии или меньше его, т. е. равно 200—400 Ом. Аналогичные соображения сохраняются и для линий с реакторами. Далее необходимо, чтобы после затухания переходного процесса вынужденные составляющие напряжения на линии при включенном и закороченном резисторе $R_ш$ мало отличались друг от друга; это требование удовлетворяется, если $R_ш < x_{вх}$; в противном случае интенсивный переходный процесс возникает при закорачивании сопротивления $R_ш$. Это иллюстрируется кривыми на рис. 25-5.

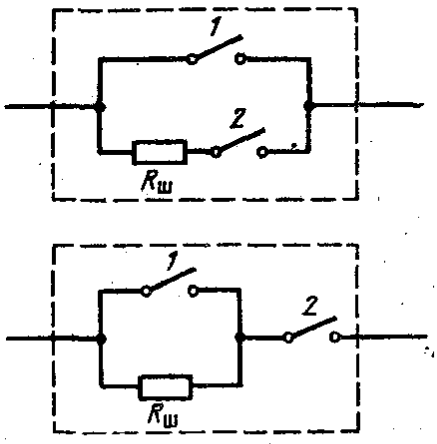


Рис. 25-4. Принципиальные схемы выключателя с шунтирующим резистором.

При $R_ш = z_c$ (рис. 25-5, *а*) периодический переходный процесс после включения вспомогательных контактов (кривая *2*) затухает практически в течение полупериода и на линии устанавливается напряжение (кривая *3*), которое мало отличается от вынужденной составляющей напряжения после замыкания главных контактов (кривая *4*). Переходный процесс на второй стадии включения обусловлен незначительным различием между кривыми *3* и *4*, т. е. в ре-

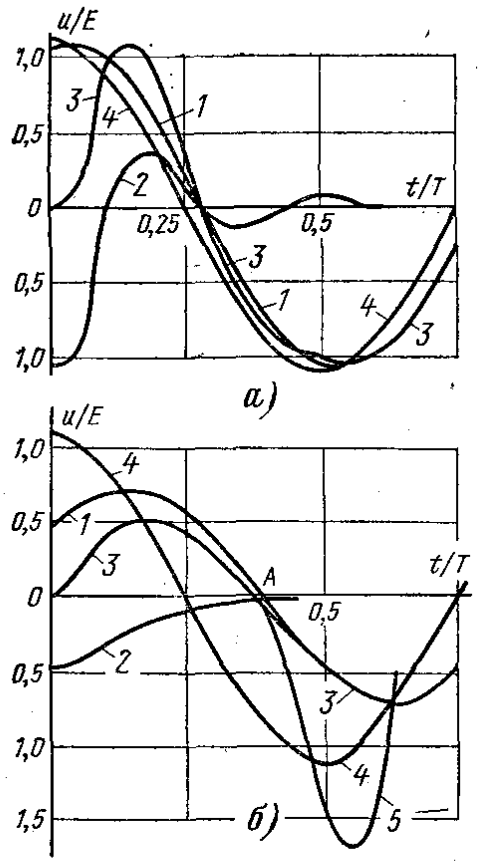


Рис. 25-5. Переходный процесс при включении линии 200 км выключателем двухступенчатого действия.

1 — вынужденная составляющая после включения через сопротивление; *2* — свободная составляющая; *3* — суммарное напряжение; *4* — вынужденная составляющая после шунтирования резистора; *5* — кривая переходного процесса после шунтирования резистора; *А* — момент шунтирования.

зультате замыкания главных контактов перенапряжения возникнуть не могут.

На рис. 25-5, *б* показан аналогичный переходный процесс при увеличении $R_ш$ до 5 z_c, что приблизительно соответствует входному сопротивлению схемы. При замыкании вспомогательных контактов, т. е. включении линии через $R_ш$, наблюдается апериодический переходный процесс, не сопровождающийся повышением напряжения. Напряжение на линии (кривая *3*) уменьшается по амплитуде и сдвигается по фазе по отношению к напряжению (кривая *4*), которое должно установиться на линии после закорачивания сопротивления. Поэтому после замыкания главных контактов возникает переходный процесс (кривая *5*) с амплитудой свободной составляющей, приблизительно равной мгновенному значению разности напряжений *3* и *4* в момент, предшествующий замыканию. Рассмотренный случай показывает неэффективность применения больших сопротивлений.

Таким образом, для ограничения перенапряжений при включении разомкнутой линии необходимы «малоомные» сопротивления, не превышающие волнового сопротивления линии. Такие же сопротивления требуются по условиям отключения к. з. и асинхронного хода, так как переходные процессы при включении и отключении в основных чертах аналогичны.

Отключение ненагруженной линии. Основной задачей, которая возлагается на шунтирующие резисторы при этой коммутации, является уменьшение восстанавливающегося напряжения на контактах выключателя с целью ограничения вероятности повторных пробоев. Для этого сопротивление резистора $R_ш$ должно быть соизмеримо с входным сопротивлением схемы. Поскольку при этих условиях процесс характеризуется «глубокой апериодичностью», можно пренебречь индуктивностью источника, т. е. повышением напряжения из-за емкостного эффекта. Напряжение на линии без реакторов, которая в первом приближении может быть заменена сосредоточенной емкостью ($x_{вх} = x_c$), после размыкания

главных контактов выключателя равно:

$$u_C = E\left[\frac{x_{вх}}{\sqrt{R_ш^2 + x_{вх}^2}}\cos\left(\omega t + \operatorname{arctg}\frac{R_ш}{x_{вх}}\right) + \frac{R_ш^2}{R_ш^2 + x_{вх}^2}e^{-t/R_ш C}\right]. \qquad (25\text{-}1)$$

На рис. 25-6 представлены отдельные составляющие напряжения на линии (кривые *1* и *2*) и суммарное напряжение (кривая *3*) при $R_ш$, равном $x_{вх}$ и $3x_{вх}$. Разность между этим напряжением и э. д. с. источника (кривая *4*) представляет собой восстанавливающееся напряжение на главных контактах выключателя (сплошная штриховка). В момент, обозначенный на рис. 25-6 точкой *A*, когда ток проходит через нулевое значение, а напряжение на линии через максимум, происходит размыкание цепи вспомогательными контактами, и на линии остается постоянное напряжение. Пунктирной штриховкой обозначено восстанавливающееся напряжение между главными и вспомогательными контактами выключателя. На рис. 25-6, *б* показан обрыв тока при втором переходе его через нуль, поскольку этот случай является более неблагоприятным.

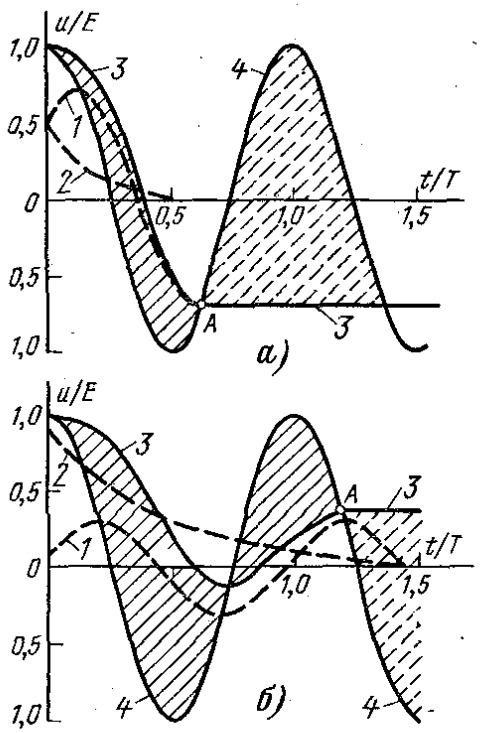


Рис. 25-6. Переходный процесс и восстанавливающееся напряжение между контактами выключателя при отключении ненагруженной линии.

а — $R_ш = x_{вх}$; *б* — $R_ш = 3x_{вх}$; *1* — вынужденная составляющая после размыкания главных контактов; *2* — свободная составляющая; *3* — напряжение на линии; *4* — э. д. с. источника; *A* — момент отключения линии.

Из сравнения рис. 25-6, *а* и *б* видно, что с увеличением $R_ш$ растет восстанавливающееся напряжение между главными контактами на первой стадии отключения и падает напряжение между контактами на второй стадии. На рис. 25-7 приведена зависимость восстанавливающегося напряжения на обоих стадиях от отношения $R_ш$ к емкостному сопротивлению линии. При $R_ш = (2{,}5—3{,}0)\,x_{вх}$ восстанавливающиеся напряжения на любой стадии отключения приблизительно равны. Но так как вспомогательные контакты обрывают меньший ток, чем главные, то промежуток между ними находится в более благоприятных условиях в смысле восстановления электрической прочности. Поэтому оптимальные значения $R_ш$ лежат слева от точек пересечения кривых *1* и *2*, т. е. составляют около $(1{,}5—2{,}0)\,x_{вх}$. В среднем емкостное сопротивление коротких линий с одиночными проводами $x_{вх} = x_C = 4000/l$, где l — длина линии в сотнях километров. Поэтому значения $R_ш$ должны быть примерно равны:

$$R_ш = (1{,}5 \div 2{,}0)\,x_{вх} = (6000 \div 8000)/l.$$

При длине линии 200 км это составляет 3000—4000 Ом. Сопротивление $R_ш = 3000$ Ом используется на практике.

Автоматическое повторное включение. Ограничение перенапряжений при АПВ могло бы быть достигнуто применением малоомных сопротивлений, демпфирующих переходный процесс при замыкании вспомогательных и главных контактов. Однако к шунтирующему резистору предъявляется дополнительное требование, а именно: ограничение тока подпитки дуги при отключении к. з.; таким образом, сопротивление шунтирующего резистора должно быть достаточно большим. Одновременно оно должно ограничивать остаточное напряжение на линии так, чтобы операция повторного включения сводилась к включению незаряженной линии. Первая стадия цикла АПВ (разрыв цепи вспомогательных контактов) протекает так, как это показано на рис. 25-6, но с той разницей, что отношение $R_ш/x_{вх}$ имеет большое значение. Желательно, чтобы к моменту обрыва тока вспомогательными контактами свободная составляющая в (25-1) успевала практически затухнуть за время t_1 (длительность первой стадии), а амплитуда вынужденной составляющей была как можно меньше. Эти два условия могут быть записаны в следующем виде:

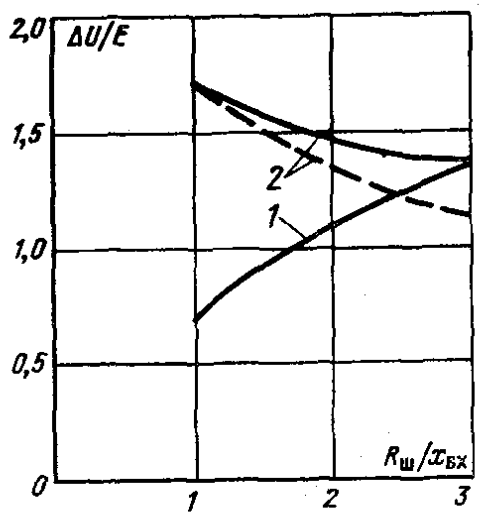


Рис. 25-7. Зависимость напряжения между контактами выключателя от сопротивления шунтирующего резистора.

1 — напряжение между главными контактами *после обрыва* тока в цепи главных контактов; *2* — напряжение между главными и вспомогательными контактами после отключения линии; — — — — обрыв тока при первом прохождении через нуль.

$$t_1 \geqslant 3CR_ш \text{ или } \omega t_1 \geqslant 3\omega CR_ш = 3\frac{R_ш}{x_{вх}}; \qquad (25\text{-}2)$$

$$\frac{x_{вх}}{\sqrt{R_ш^2 + x_{вх}^2}} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{R_ш}{x_{вх}}\right)^2 + 1}} \ll 1. \qquad (25\text{-}2а)$$

Если принять $R_ш/x_{вх} = 10$, то вынужденная составляющая напряжения в (25-1) снижается в 10 раз, а свободная составляющая практически затухает. Необходимая пауза t_1 на этой стадии отключения должна быть согласно (25-2) не менее $3 \cdot 10/314 \approx 0{,}1$ с, что является вполне реальным.

Учитывая возможные характеристики линий различного номинального напряжения, можно считать, что сопротивления шунтирующих резисторов должны быть равны 10—25 кОм, причем меньшая цифра относится к линиям СВН. Такие резисторы ограничивают перенапряжения при АПВ до значения перенапряжений при включении незаряженной линии выключателями без шунтирующих резисторов. Эти перенапряжения могут быть опасными для линий 750 кВ и выше и должны быть дополнительно ограничены другими

средствами, например разрядниками; при этом нагрузка на разрядник благодаря шунтирующим резисторам существенно облегчается.

Отключение ненагруженных трансформаторов. На первой стадии отключения трансформатор, который замещается индуктивностью намагничивания и параллельно включенной емкостью (§ 23-3), оказывается включенным последовательно с резистором $R_ш$. Назначение $R_ш$ — снизить вынужденную составляющую напряжения на трансформаторе, чтобы ограничить ток среза при второй стадии отключения. Для уменьшения вынужденной составляющей в k раз должно соблюдаться условие

$$\frac{x_{тр}}{\sqrt{R_ш^2+x_{тр}^2}}=\frac{1}{\sqrt{(R_ш/x_{тр})^2+1}}=k;$$

$$\frac{R_ш}{x_{тр}}=\frac{R_ш}{\omega L}=\sqrt{k^2-1}. \qquad (25\text{-}3)$$

В то же время сопротивление должно обеспечить демпфирование колебаний при возникновении повторных пробоев между вспомогательными контактами, т. е. $R_ш=\leqslant 0{,}5\sqrt{L/C}$. Выбранные по обоим условиям сопротивления обычно составляют несколько десятков килоом.

Из анализа влияния шунтирующих резисторов следует, что значение их сопротивлений должно выбираться следующим образом:

для демпфирования колебаний при включениях и отключениях к. з. и асинхронного хода — сотни ом;

для предотвращения повторных зажиганий при отключении холостых линий — тысячи ом;

для снижения остаточного напряжения на линии в цикле АПВ — 10—25 кОм;

для ограничения перенапряжений при отключении ненагруженных линий — десятки килоом.

Таким образом, не представляется возможным выбрать значение сопротивления, которое эффективно ограничивало бы напряжения при всех коммутациях. Поэтому шунтирующий резистор может выполнять какое-либо одно назначение, или он должен рассматриваться как вспомогательное средство.

25-4. ОГРАНИЧЕНИЕ КОММУТАЦИОННЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ МОМЕНТОМ КОММУТАЦИИ (СИНХРОННОЕ ВКЛЮЧЕНИЕ)

Перенапряжения переходного процесса при включении и АПВ могут быть ограничены, если коммутация происходит в наиболее благоприятный момент. В гл. 22 было показано, что минимальные значения ударного коэффициента получаются при включении в нуль э. д. с. При АПВ наиболее благоприятные условия складываются, когда остающееся напряжение на линии и э. д. с. источника совпа-

дают по фазе и мало отличаются по абсолютному значению. Иначе говоря, в обоих случаях замыкание цепи должно происходить при минимальной разности потенциалов между контактами выключателя (при АПВ линии с реакторами накладываются дополнительные требования, о которых будет сказано ниже).

Если замыкание контактов должно произойти в момент t_0, то контакты выключателя должны начать двигаться в момент $(t_0 - t_{вкл})$, где $t_{вкл}$ — собственное время выключателя. Этому моменту соответствует определенное значение э. д. с. источника, при котором должна начать действовать система включения. Создание электронной схемы, которая реагирует на определенное значение э. д. с., является достаточно известной задачей. Значительные трудности, с которыми связано управление моментом включения, обусловлены преимущественно механическими характеристиками выключателя, т. е. ограниченной скоростью движения контактов и разбросом в величинах собственного времени $t_{вкл}$.

Из рис. 22-5 и 22-6 следует, что при малых скоростях движения контактов, а следовательно, при уменьшении электрической прочности межконтактного промежутка включение при нулевом значении напряжения вообще невозможно. Так, при $du_{пр}/dt = 0{,}5\ \omega U_ф$ минимальный угол включения составляет 14°, что является приемлемым, а при $du_{пр}/dt = 0{,}2\ \omega U_ф$ минимальный угол равен 47°. Влияние скорости изменения $u_{пр}$ на момент включения при АПВ иллюстрируется рис. 22-11, *в*. Для того чтобы включение вблизи нулевого значения напряжения на контактах выключателя при АПВ было возможно, необходимо, чтобы скорость изменения пробивного напряжения $du_{пр}/dt = 0{,}7\ \omega U_ф$; удовлетворительный эффект может получиться при $du_{пр}/dt = 0{,}5\ \omega U_ф$. Таким образом, первым требованием к выключателю является сравнительно большая скорость движения контактов.

Вторым требованием к выключателю являются малый разброс собственного времени выключателя $\Delta t_{вкл}$ и его стабильность. Разброс $\Delta t_{вкл}$ может быть обусловлен колебаниями температуры и давления в выключателе, колебанием напряжения на соленоиде включения. Желательно, чтобы разброс $\Delta t_{вкл}$ не превышал 1 мс (18°). Такие времена разброса могут быть достигнуты и даже уменьшены при введении датчиков, корректирующих уставку синхронного включения в зависимости от давления и температуры.

Испытания выключателя ВВБ-750 на опытно-промышленной передаче 750 кВ Конаково — Москва показали, что он позволяет осуществлять синхронное включение с удовлетворительной степенью точности. В настоящее время электропромышленность осваивает новые серии выключателей для электропередач СВН, обладающих улучшенными механическими характеристиками.

Эффективность синхронного включения при АПВ линий без поперечной компенсации иллюстрируется на рис. 22-11, *а*; при угле 270° ± 30° ударный коэффициент не превышает 1,2, в то время как максимальное значение $K_{уд} = 2{,}25$.

Благоприятные условия для синхронного включения создаются при АПВ линий с высокой степенью поперечной компенсации. Например, из рис. 22-12 следует, что эффективное ограничение перенапряжений получается вблизи нулевого значения огибающей биений ($\pm 0{,}6$ периода от момента прохождения через нуль). В рассматриваемом случае из пяти периодов промышленной частоты нужно «выбрать» один пригодный для включения. Успешное решение этой задачи меньше зависит от разброса собственного времени выключателя и скорости движения контактов, чем при включении на нулевые начальные условия.

Осуществление синхронного включения может значительно ограничить перенапряжения переходного процесса. Однако на пути его реализации стоят большие практические трудности.

1. **Александров Г. Н.** Коронный разряд на линиях электропередачи. М. — Л., «Энергия», 1964. 226 с. с ил.

2. **Александров Г. Н.** Сверхвысокие напряжения. Л., «Энергия», 1973. 181 с. с ил.

3. **Александров Г. Н., Иванов В. Л., Кизеветтер В. Е.** Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции. Л., «Энергия», 1969. 240 с. с ил.

4. **Артемьев Д. Е., Тиходеев Н. Н., Шур С. С.** Статистические основы выбора изоляции линий электропередачи. М. — Л., «Энергия», 1965. 376 с. с ил.

5. **Артемьев Д. Е., Тиходеев Н. Н., Шур С. С.** Координация изоляции линий электропередачи. М. — Л., «Энергия», 1966. 282 с. с ил.

6. **Балыгин И. Е.** Электрическая прочность жидких диэлектриков. М. — Л., «Энергия», 1964. 227 с. с ил.

7 **Багиров М. А., Малин В. П., Абасов С. А.** Воздействие электрических разрядов на полимерные диэлектрики. Баку, Изд-во «ЭЛМ», 1975. 167 с. с ил.

8. **Безруков Ф. В., Галкин Ю. П., Юриков П. А.** Трубчатые разрядники. М., «Энергия», 1964. 206 с. с ил.

9. **Вайда Д.** Исследования поврежденной изоляции. М., «Энергия», 1968. 400 с. с ил.

10. **Вентильные** разрядники высокого напряжения. Л., «Энергия», 1971. 262 с. с ил. Авт.: Д. В. Шишман, А. И. Бронфман, В. М. Пружинина, В. П. Савельев.

11. **Вершинин Ю. Н.** Электрический пробой твердых диэлектриков. Новосибирск, «Наука», 1968. 250 с. с ил.

12. **Воробьев А. А., Воробьев Г. А.** Электрический пробой и разрушение твердых диэлектриков. М., «Высшая школа», 1966. 224 с. с ил.

13. **Геллер Б., Веверка А.** Импульсные процессы в электрических машинах. М., «Энергия», 1973. 440 с. с ил.

14. **Гончаренко Г. М., Дмоховская Л. Ф., Жаков Е. М.** Испытательные установки и измерительные устройства в лабораториях высокого напряжения. М., 1966. 159 с. ил. (МЭИ).

15. **Дмоховская Л. Ф.** Инженерные расчеты внутренних перенапряжений в электропередачах. М., «Энергия», 1972. 288 с. с ил.

16. **Долгинов А. И.** Техника высоких напряжений в электроэнергетике. М., «Энергия», 1968. 464 с. с ил.

17. **Емельянов Н. П., Козлов В. С.** Коронный разряд на проводах. Минск, «Наука и техника», 1971. 240 с. с ил.

18. **Журавлев Э. Н.** Радиопомехи от коронирующих линий электропередачи. М., «Энергия», 1971. 200 с. с ил.

19. **Койков С. Н., Цикин А. Н.** Электрическое старение твердых диэлектриков. Л., «Энергия», 1968. 186 с. с ил.

20. **Кучинский Г. С.** Высоковольтные импульсные конденсаторы. Л., «Энергия», 1973. 176 с. с ил.

21. **Лабораторные** работы по технике высоких напряжений. М., «Энергия», 1974. 320 с. с ил. Авт.: М. А. Аронов, В. В. Базуткин, П. В. Борисоглебский и др.

22. **Левитов В. И.** Корона переменного тока. М., «Энергия», 1975. 280 с. с ил.

23. **Майкопар А. С.** Дуговые замыкания на линиях электропередачи. М., «Энергия», 1965. 200 с. с ил.

24. **Мельников Н. А., Рокотян С. С., Шеренцис А. Н.** Проектирование электрической части воздушных линий электропередачи 330—500 кВ. М., «Энергия», 1974. 471 с. с ил.

25. **Мерхалев С. Д., Соломоник Е. А.** Изоляция линий и подстанций в районах с загрязненной атмосферой. Л., «Энергия», 1973. 160 с. с ил.

26. **Мирдель Г.** Электрофизика. М., «Мир», 1972. 608 с. с ил.

27. **Половой И. Ф., Михайлов Ю. А., Халилов Ф. Х.** Перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. Л., «Энергия», 1975. 255 с. с ил.

28. **Разевиг Д. В.** Методы теории вероятностей в технике высоких напряжений. М., 1975. 263 с. с ил. (МЭИ).

29. **Ретер Г.** Электронные лавины и пробой в газах. М., «Мир», 1968. 390 с. с ил.

30. **Рябкова Е. Я.** Расчет заземляющих устройств (заземления в установках высокого напряжения). М., 1973. 128 с. с ил. (МЭИ).

31. **Сапожников А. В.** Уровни изоляции электрооборудования высокого напряжения. М., «Энергия», 1969. 296 с. с ил.

32. **Сливков И. Н.** Электроизоляция и разряд в вакууме. М., Атомиздат, 1972. 304 с. с ил.

33. **Справочник** по электрическим установкам высокого напряжения. Под ред. И. А. Баумштейна и М. В. Холякова. М., «Энергия», 1974. 568 с. с ил. Авт.: И. С. Батхан, И. А. Баумштейн, В. Ф. Воскресенский и др.

34. **Тареев Б. М.** Физика диэлектрических материалов. М., «Энергия», 1973, 328 с. с ил.

35. **Техника** высоких напряжений. Под ред. М. В. Костенко. М., «Высшая школа», 1973. 528 с. с ил. Авт.: Г. Н. Александров, В. Л. Иванов, К. П. Кадомская и др.

36. **Указания** по проектированию и устройству молниезащиты зданий и сооружений (СН305-69). М., Стройиздат, 1969. 48 с. с ил.

37. **Ушаков В. Я.** Импульсный электрический пробой жидкостей. Томск. Изд-е Томского университета, 1975. 256 с. с ил.

38. **Шваб А.** Измерения на высоком напряжении. М., «Энергия», 1973. 232 с. с ил.

39. **Электрические** разряды в воздухе при напряжении высокой частоты. Под ред. В. П. Ларионова. М., «Энергия», 1969. 176 с. с ил. Авт.: М. А. Аронов, Е. С. Колечицкий, В. П. Ларионов и др.

40. **Электротехнический справочник.** Под ред. М. Г. Чиликина (главный редактор) и др. М., «Энергия», 1974—1975, т. 1, 776 с. с ил.; т. 2, 752 с. с ил.; т. 3, 568 с. с ил.

41. **Юман М.** Молния. М., «Мир», 1972. 328 с. с ил.

А

Анализатор грозозащиты подстанций 235
Аппаратные изоляторы 76—81, 89

Б

Блуждающие волны 9
Бумажно-пропитанная изоляция 114—115

В

Вводы 197—201
бумажно-бакелитовые 198—201
бумажно-масляные 200, 201
с маслобарьерной изоляцией 199, 200
Вероятность перекрытия изоляции 310, 315, 321
— перехода импульсного перекрытия в дугу 310, 311
— токов молнии 230
Внешняя изоляция см. Изоляция внешняя
Внутренняя изоляция см. Изоляция внутренняя
Возможные перенапряжения в линиях 425
Волна перенапряжения 236
воздействие на активное сопротивление 240
— — колебательный контур 243—245, 340
деформация 236—239, 348
дифференциальное уравнение 237
отражение 239—244, 337—339, 352
— многократное 245—251, 339, 350
— — расчет методом характеристик 245—248
преломление 239—245, 352
прохождение мимо емкости 240—242
— через индуктивность 242—243
Волновое сопротивление 252, 253
взаимное 252
генератора 263
собственное 252
эквивалентное многопроводной линии 252—253
Вольт-секундная характеристика 35, 36, 37, 38, 152, 284, 285, 288, 290, 294, 295-296
Время запаздывания разряда 35
— разряда 34—35
— статистического запаздывания 35
— формирования разряда 35
Вторичная ионизация 22, 23

Г

Гармоники:
высшие и низшие в электропередачах СВН см. Негармонический резонанс
сопутствующие 409, 411
существенно резонансные 409, 411, 412, 413
Геометрическая емкость изоляции 179
— — линии 52, 53

Д

Диэлектрики 11, 14—15
— для внутренней изоляции 11, 112—113
Диэлектрические потери 176
Длина пути утечки:
геометрическая 90
удельная 96, 97
эффективная 90, 91, 97
Длина свободного пробега электрона 17, 18
Длительная электрическая прочность изоляции 7, 74, 117—144
Длительность стандартного импульса 36
Допустимое число отключений линии в год 311—312
Допустимые кратности коммутационных перенапряжений 162—163, 363, 366
— напряжения на изоляции 137—139, 344—345
Дугогасящий реактор 453, 460—461

З

Заземление:
грозозащиты 270, 281—282
защитное 270, 274—276
рабочее 270
тросовых молниеотводов 282—284
Заземлитель 271, 272, 273—275, 276—277
естественный 275
искусственный 275, 276—277
лучевой 283
протяженный 271, 278—280
— горизонтальный 278—280
сосредоточенный 271, 277—278, 330, 332
— вертикальный 278
— полушаровой 277—278
Закон Пашена 24, 29
— подобия разрядов 29
Заряды абсорбции 176, 177, 178, 179, 185
Защита от набегающих волн 326—327, 332—335, 345—361
— — — — методы исследования 341—344
— — перенапряжений переходного процесса 463—464
— — прямых ударов молнии 263—269, 314—326, 328—332
Защитная зона разрядника 469
Защитные отношения 294
Защитный промежуток 285—287
— — характеристики 286
Защитный разрядник 9, 284—309
вентильный 285, 293—307, 333
— магнитный комбинированный 306—307
— с растягивающейся дугой 306
— токоограничивающий 303—305
выбор 307—309
магнитовентильный 303—304
трубчатый 285, 287—293
— с трубкой из винипласта 288, 289
— — — — фибробакелита 288, 289

Защищенный подход линии 334, 335, 345
Зона выхлопа 293
Зона защиты молниеотводов 264
методика определения 265
стержневых 265—267
тросовых 267—269

И

Изоляторы 11, 74, 76—85
Изоляция:
вводов 198—201
внешняя 5, 11, 13, 14, 75, 86—103
внутренняя 5, 74, 86, 87, 89, 103—111
вращающихся машин 221—222
кабельных муфт 213—215
комбинированная 116—227
— компаундированная 116, 224
— термореактивная 116, 223, 224
силовых кабелей 208—216
— — газонаполненных 212
— — маслонаполненных 210—211
— — — высокого давления, прокладываемых в стальных трубах 211—212
— — с вязкой пропиткой 209
— — — газовой изоляцией под давлением 213
— — — полиэтиленовой изоляцией 212—213
— конденсаторов 216—220
— трансформаторов 201—207
— — главная 201, 203, 204, 205
— — продольная 201, 202, 203
Импульс стандартный 36, 106
полный 167, 191
срезанный 167, 168, 191
Импульсное пробивное напряжение 293
Импульсное 50%-ное разрядное напряжение 38
Импульсное разрядное напряжение 73, 95
Импульсный коэффициент заземлителя 271, 278
Индуктированные перенапряжения на линиях 312—314, 318—319
Интенсивность грозовой деятельности 233
Искровой промежуток 297—299
амплитуда тока гашения 297
вольт-секундная характеристика 299
защитное отношение 298
с вращающейся дугой 298
— неподвижной дугой 297
Испытание электрической прочности изоляции 167—191
вводов 201
вращающихся машин 225—226
неразрушающим методом 175—180
повышенным напряжением 168—170
силовых кабелей 214, 216
— конденсаторов 216—220
— трансформаторов 205—207
Испытательные напряжения:
импульсные 191, 192, 193, 197
— для внешней изоляции 192
— — внутренней изоляции 192
— — междуфазной изоляции 196
промышленной частоты 192, 194, 195
— — для внешней изоляции 194
— — — междуфазной изоляции 196

К

Карта грозовой деятельности 232
Квазиоднородное поле 28, 30
Комбинирование диэлектриков 104, 111, 113—114, 220
Компенсация тока замыкания на землю 453—455
Контроль изоляции:
измерением частичных разрядов 170—175
Контроль изоляции:
линейной 103
по возвратному напряжению 184—186
— емкостным характеристикам 188—190
— кривой саморазряда 186
— сопротивлению утечки 186—188
— току утечки 186
— углу диэлектрических потерь 180
Координация изоляции 10, 191, 192, 348—357, 358
Координирующий промежуток 287
Корона 14, 27, 32, 68, 236—237
емкостный эффект 375—378
местная 50
общая 50
при переменном напряжении 51, 236—237
— — — вольт-кулоновская характеристика 53, 237
— — — критические напряжения 52, 58, 60, 61
— — — потери 53, 60—61, 237
— — — — методика расчета 60
— — — радиопомехи 48, 53, 61—65
— постоянном напряжении 48—51
— — — биполярная 48, 49
— — — вольт-амперная характеристика 50
— — — потери 49, 50
— — — униполярная 48, 49
Коэффициент абсорбции 187
— вторичной ионизации обобщенный 23
— гладкости 58, 59
— затухания 417, 448
— импульса 38, 43, 330
— неоднородности поля 13, 31, 106, 107
— прилипания 20
— связи 254—255
— ударной ионизации 19, 20
— — — эффективный 20, 21
— усиления поля 56
— формы изоляторов 90
Кратковременная электрическая прочность 117, 144—163
Кривая вероятности опасных параметров 321
— опасных параметров 320—321, 330
Кривые эффекта 37, 38

Л

Лавина электронов 21—22, 23
Лидер разряда 33, 227—229
— — высота ориентирования 228
— — избирательная поражаемость 228
Линейные изоляторы 15, 81—85, 89

М

Маслонаполненная изоляция 115
Метод характеристик 245—248
Механическая прочность диэлектриков 15
Миграционная поляризация 176, 178, 179
Минимальные изоляционные расстояния:
по воздуху на опорах ВЛ 101
в РУ 101—103
Мокроразрядные напряжения 12, 66, 79, 91, 93, 94, 95, 98, 99
Молниеотвод 8, 263—264
конструкция 269—270
тросовый 334
— способ заземления 282—284
Молниеприемник 269
Молния 227—235
заряд 231
интенсивность грозовой деятельности 233
механическое воздействие 235
развитие разряда 227—229
расчетный импульс 236

Молния:
тепловое воздействие 234—235
ток 229—231
— длительность импульса 231
— крутизна фронта 231
электромагнитное поле 233—234
Мосты для измерения tg δ изоляции 181

Н

Наибольшее рабочее напряжение 6
Напряжение гашения 294
— короны 91
— перекрытия изоляторов 89, 95
— прикосновения 272
— шаговое 272
Начальное напряжение 27, 29
квазиоднородного поля 30, 31
однородного поля 38
резконеоднородного поля 30, 31, 42
слабонеоднородного поля 30, 31
Негармонический резонанс 409—414
Недокомпенсация 454—455, 459—460
Нелинейные резисторы вентильных разрядников 295—297
Несамостоятельный разряд 22
Номинальные напряжения электрических систем, шкала 6

О

Обратный разряд 33, 229
Ограничение внутренних перенапряжений 470—476
Однородное поле 38
Опорные изоляторы 15
— — стержневые 76—79
— — штыревые 79
Остающееся напряжение 438
Открытая дуга 445

П

Перекомпенсация 454—455, 459
Перемежающаяся дуга 446, 453
Перенапряжения:
влияние компенсации 371, 378—388, 434
внутренние 8, 9, 362—366
— коммутационные при включениях 414—425
— — при отключении емкости 439
— — — — индуктивности 436—439
— — — — линии в асинхронном режиме 436
— — — — ненагруженных линий 443—444
— — — — несимметричных к. з. 434—436
— — — — симметричных к. з. 431—434
грозовые 8, 227—235
дуговые 445—453
кривые вероятности появления 8
феррорезонансные 364, 392—409, 461
Переходные процессы в обмотках вращающихся машин 262—263
— — — трансформаторах 255—262
начальное распределение напряжения 256—258
перераспределение градиентов 258—259
переход волн через обмотки 260—262
собственные колебания 259—260
схема замещения и уравнения 255—256
Пик гашения 449, 456
Повторное зажигание дуги 439, 440
— — — вероятность 441—442
Повторный пробой 438, 444
Повышение напряжения нейтрали 457—460
Подвесные линейные изоляторы:
стержневые 85
тарельчатые 81—84, 85—93
Показатель грозоупорности подстанций 328, 331
Ползущий разряд 137
Полная компенсация 459
Предельное значение перенапряжений 439
Пробивное напряжение:
внутренней изоляции 104—105
воздуха в неоднородном поле 40, 41
— — однородном поле 40
газа в неоднородном поле 27, 32
— — однородном поле 24, 25, 26, 40
— — резконеоднородном поле 32, 34
масла 152, 153—154
разрядника 294
Пробой внутренней изоляции 147—149
— *воздушной изоляции* 5—6
Пропускная способность разрядника 294, 296
Проходные изоляторы 76, 80, 81

Р

Разрядники шаровые 40
Разрядное напряжение:
в резконеоднородном поле 43, 44—45
воздушных промежутков 11, 40, 41, 42
древесины 99
импульсное 73, 95
— 50%-ное 41, 42, 100
по поверхности загрязненного диэлектрика 71—73
при высокой частоте 44—45
промежутков вдоль изоляторов наружной установки 12, 65
— — — — — в неоднородном поле 68, 70—71
— — — — — — однородном поле 67, 68
— — — — — — влагоразрядное 12, 66
— — — — — — мокроразрядное 12, 66, 79, 91, 93, 94, 95
— — — — — — сухоразрядное 12, 66, 93, 94, 95

Распределение напряжения по гирлянде изоляторов 92
Расширенные провода 14, 54
Расщепление проводов 14, 54, 55, 56, 57
в электрических машинах 224
во внутренней изоляции 104, 106, 107, 111
Резконеоднородное поле 27, 30, 33, 34, 41
Резонанс при неполнофазном режиме 405—409

С

Самовозбуждение второй гармоники 413
Самостоятельный разряд 22, 27
условие возникновения в неоднородном поле 27
— — — однородном поле 23, 24
Сезонный коэффициент 273
Система контроля качества изоляции конструкций 163—167
Скользящие разряды 69—70, 136
Слабонеоднородное поле 27, 30, 40, 106—107
Смещение нейтрали 459
Сопровождающий ток 285, 288, 294
Сопротивление заземления 325
— заземлителя импульсное 271, 273, 278, 279, 280, 281, 330
— — лучевого 283—284
— — опор 282, 329
— — стационарное 271, 280

Сопротивление заземлителя стационарное, расчет 274
— изоляции вращающихся машин 225—226
— утечки изоляции 186—188
Срез тока 437, 468
Срок службы внутренней изоляции 118, 119, 134, 141
Старение изоляции 17, 105
тепловое 139—142
— жидких диэлектриков 140
— нормы нагрева 142
— твердых диэлектриков 140
электрическое 74
— бумажно-масляной 133
— внутренней 117, 118—122
— маслобарьерной 137
Степень загрязнения атмосферы 96
Стержневой молниеотвод 332
Стример 28, 32, 33, 68
Субгармонические колебания 411, 413
Схема грозозащиты 335

Т

Теория Белякова 451—452
— Петерса—Слепяна 452—453
— Петерсона 450—451
Тепловой пробой внутренней изоляции 145—147
Термическая ионизация 33, 69
Ток абсорбции 179
— гашения 294
— координации 293
— короны 48, 49, 53, 61
— утечки бумажно-масляной изоляции 131
— — изоляции кабелей 216
— — по поверхности загрязненного диэлектрика 72
— — сквозной 186
Траверса из изоляционного материала 87, 88
Трекингостойкость диэлектриков 15, 73, 87, 88

У

Увлажнение внутренней изоляции 143—144
Угол включения 417—418
— — функции распределения 421—422, 423, 428
Удар молнии в линию:
без тросов 314—317
— — на металлических опорах 314—316
— — — деревянных опорах 316—317
с тросами 317—325
— — в вершину опоры 317
— — — трос в середине пролета 321—323
Ударный коэффициент 363, 364, 416, 417, 418—420, 432, 435, 468
— — функции распределения 422—426, 427, 428, 429
Удельное сопротивление грунта 272, 273
— число отключений линии в год 311, 323—325

Ф

Функция распределения пробивного напряжения 148, 163, 169, 170
— — угла включения 421—422, 423, 428
— — ударного коэффициента 422—425, 427, 428, 429

Ч

Частичный разряд:
в бумажно-масляной изоляции 129—134, 158—159, 161
— газовых включениях 122—128
— — — критический 131—136
— — — меры интенсивности 126—128
— — — начальный 129—130, 131
— маслобарьерной изоляции 135—137
во внутренней изоляции 74, 112, 121
Чехол короны 47, 48
Число изоляторов в гирлянде, выбор 97—98
— — — — — для деревянных опор 99
— лет безаварийной работы 331
— перекрытий изоляции линии в год 310
— поражений линии в год 310

Ш

Штыревые линейные изоляторы 81, 82

Э

Электрическая поляризация 175—180
Электрическая прочность 11, 12
бумажно-масляной изоляции 158—160
внутренней изоляции 105
— — длительная 105, 106, 112
— — кратковременная 105, 106, 112, 118
— — — при грозовых перенапряжениях 105
— — — — внутренних перенапряжениях 105
воздушных промежутков 11, 12
выключателя 430
газовых промежутков 16
диэлектриков 15
изоляционных конструкций 190
маслонаполненной изоляции 154—157
масляных промежутков 150—154
промежутков вдоль изоляторов наружной установки 12
Электрический пробой внутренней изоляции 147—149
Электроотрицательные газы 20
Электропроводность диэлектриков 175—176
Энергия ионизации газов 16—17
Эффективное сечение столкновения 17, 18

Оглавление

Предисловие 3
Введение 5

ЧАСТЬ ПЕРВАЯ

ИЗОЛЯЦИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ УСТАНОВОК ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Глава первая. **Общая характеристика внешней изоляции** 11

1-1. Особенности внешней изоляции 11
1-2. Регулирование электрических полей во внешней изоляции 13
1-3. Диэлектрики для изоляторов 14

Глава вторая. **Электрическая прочность газовых промежутков** . . . 16

2-1. Общие сведения 16
2-2. Лавина электронов 21
2-3. Условие самостоятельности разряда в однородном поле 22
2-4. Пробивное напряжение газа в однородном поле. Закон Пашена 24
2-5. Условие самостоятельности разряда в неоднородном поле 27
2-6. Стримерная теория разряда 28
2-7. Начальные напряжения для неоднородных полей. Закон подобия разрядов 29
2-8. Пробивное напряжение газа в резконеоднородном поле 32
2-9. Статистические свойства разряда. Вольт-секундные характеристики 34
2-10. Разрядные напряжения по опытным данным 38

Глава третья. **Коронный разряд на линиях электропередачи** 46

3-1. Общие сведения 46
3-2. Корона на проводах при постоянном напряжении 48
3-3. Корона на проводах при переменном напряжении 51
3-4. Расщепленные провода 54
3-5. Потери энергии на корону при переменном напряжении 58
3-6. Радиопомехи, создаваемые коронным разрядом на проводах 61

Глава четвертая. **Разряд в воздухе вдоль поверхности твердого диэлектрика** 65

4-1. Общие сведения 65
4-2. Разряд вдоль поверхности в однородном поле 66
4-3. Разряд вдоль поверхности в резконеоднородном поле 68
4-4. Разряд вдоль смоченной дождем или загрязненной и увлажненной поверхности 71

Глава пятая. **Линейные и аппаратные изоляторы** 74

5-1. Общие требования к конструкциям изоляторов 74
5-2. Аппаратные изоляторы 76
5-3. Линейные изоляторы 81

Глава шестая. **Изоляция воздушных линий электропередачи и распределительных устройств** 86

6-1. Общие сведения 86
6-2. Разрядные характеристики линейных и аппаратных изоляторов 89
6-3. Выбор изоляторов для линий и РУ 95
6-4. Особенности изоляции линий на деревянных опорах 99
6-5. Определение минимальных изоляционных расстояний на опорах 100
6-6. Изоляционные расстояния в распределительных устройствах . . . 101
6-7. Эксплуатационный контроль линейной изоляции 103

Глава седьмая. **Общая характеристика внутренней изоляции** 103

7-1. Особенности внутренней изоляции 103
7-2. Регулирование электрических полей во внутренней изоляции 106
7-3. Комбинирование диэлектриков. Основные виды внутренней изоляции 111

Глава восьмая. **Длительная электрическая прочность внутренней изоляции** 117

8-1. Виды старения внутренней изоляции 117
8-2. Общие закономерности электрического старения внутренней изоляции 118
8-3. Частичные разряды в газовых включениях 122
8-4. Частичные разряды в бумажно-масляной изоляции 129
8-5. Частичные разряды в маслобарьерной изоляции 135
8-6. Допустимые рабочие напряженности во внутренней изоляции . . . 137
8-7. Тепловое старение внутренней изоляции 139
8-8. Увлажнение внутренней изоляции 143

Глава девятая. **Кратковременная электрическая прочность внутренней изоляции** 144

9-1. Общие сведения 144
9-2. Тепловой пробой внутренней изоляции 145
9-3. Электрический пробой внутренней изоляции 147
9-4. Электрическая прочность масляных промежутков 150
9-5. Электрическая прочность маслонаполненной изоляции 154
9-6. Электрическая прочность бумажно-масляной изоляции 158
9-7. Разряд в масле вдоль поверхности твердой изоляции 161
9-8. Допустимые для внутренней изоляции воздействия при перенапряжениях 162

Глава десятая. **Методы испытания изоляции** 163

10-1. Система контроля качества изоляционных конструкций 163
10-2. Испытания изоляции повышенным напряжением 167
10-3. Измерение характеристик частичных разрядов в изоляции 170
10-4. Явления, используемые для неразрушающих методов контроля изоляции 175
10-5. Контроль изоляции по $\mathrm{tg}\,\delta$ 180
10-6. Методы контроля с использованием явления абсорбции 184

Глава одиннадцатая. **Изоляционные конструкции оборудования высокого напряжения** 190

11-1. Общие сведения 190
11-2. Испытательные напряжения 191
11-3. Вводы 197
11-4. Изоляция силовых трансформаторов 201
11-5. Изоляция силовых кабелей 208
11-6. Изоляция силовых конденсаторов 216
11-7. Изоляция вращающихся машин 221

ЧАСТЬ ВТОРАЯ

ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ И ЗАЩИТА ОТ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

Глава двенадцатая. **Молния как источник грозовых перенапряжений** 227

12-1. Общие сведения 227
12-2. Основные параметры молнии. Интенсивность грозовой деятельности 229
12-3. Электромагнитное поле канала молнии 233
12-4. Тепловые и механические воздействия молнии 234

Глава тринадцатая. **Волновые процессы в линиях электропередачи и обмотках электрических машин** 235

13-1. Общие сведения 235
13-2. Деформация волн в линиях электропередачи 236
13-3. Отражение и преломление волн в простейших схемах 239
13-4. Многократные отражения волн 245
13-5. Распространение волн в многопроводной системе 251
13-6. Переходные процессы в обмотках трансформаторов 255
13-7. Переходные процессы в обмотках вращающихся машин 262

Глава четырнадцатая. **Защита от прямых ударов молнии** . . . 263

14-1. Общие сведения 263
14-2. Зоны защиты молниеотводов 264
14-3. Особенности молниезащиты высоких объектов 269
14-4. Конструктивное выполнение молниеотводов 269

Глава пятнадцатая. **Заземления в электрических установках высокого напряжения** 270

15-1. Общие сведения 270
15-2. Требования к заземлению станций и подстанций 274
15-3. Искусственные заземлители станций и подстанций 276
15-4. Импульсные характеристики заземлителей грозозащиты 277
15-5. Заземление грозозащиты подстанций 281
15-6. Заземление тросовых молниеотводов линий электропередачи . . . 282

Глава шестнадцатая. **Защитные разрядники** 284

16-1. Общие сведения 284
16-2. Защитные промежутки 285
16-3. Трубчатые разрядники 287
16-4. Вентильные разрядники 293
16-5. Влияние способа заземления нейтрали на выбор разрядников и уровни изоляции 307

Глава семнадцатая. **Грозозащита линий электропередачи** 309

17-1. Общие сведения 309
17-2. Индуктированные перенапряжения на линиях электропередачи 312
17-3. Прямой удар молнии в линию без тросов 314
17-4. Прямой удар молнии в линию с тросами 317
17-5. Рекомендуемые способы грозозащиты линий 325
17-6. Защита пролетов пересечения линий 326

Глава восемнадцатая. **Грозозащита подстанций и станций** 327

18-1. Общие сведения 327
18-2. Напряжение на изоляции в простейших схемах 336
18-3. Методы исследования защиты подстанций от набегающих волн 341
18-4. Допустимые напряжения на изоляции 344
18-5. Выбор длины защищенного подхода. Сравнительная оценка надежности грозозащиты подстанций 345

18-6. Особенности грозозащиты и координация изоляции подстанций различных номинальных напряжений 348
18-7. Грозозащита вращающихся машин 358

Глава девятнадцатая. **Общая характеристика внутренних перенапряжений в электрических системах** 362

19-1. Классификация внутренних перенапряжений 362
19-2. Схемы замещения для расчета перенапряжений и их параметры 366

Глава двадцатая. **Повышения напряжения, обусловленные емкостным эффектом** 372

20-1. Основные формулы длинных линий. Расчет перенапряжений в простейшей схеме 372
20-2. Влияние короны на перенапряжения 375
20-3. Влияние компенсирующих устройств на перенапряжения 378
20-4. Особенности перенапряжений в электропередачах СВН при несимметричных коротких замыканиях 389

Глава двадцать первая. **Феррорезонансные явления в электрических установках** 392

21-1. Общие сведения 392
21-2. Феррорезонансные перенапряжения при изолированной нейтрали приемного трансформатора 396
21-3. Влияние намагничивающего тока трансформатора на повышения напряжения промышленной частоты в системах с заземленной нейтралью (симметричный режим) 402
21-4. Феррорезонансные перенапряжения при неполнофазных режимах в системах с заземленной нейтралью 404
21-5. Высшие и низшие гармоники в электропередачах СВН (негармонический резонанс) 409

Глава двадцать вторая. **Коммутационные перенапряжения при включениях** 414

22-1. Общая характеристика переходного процесса при включении разомкнутой линии 414
22-2. Влияние собственной частоты и фазы включения на ударный коэффициент 417
22-3. Статистические характеристики ударных коэффициентов. Возможные величины перенапряжений при включении линии 420
22-4. Перенапряжения при автоматическом повторном включении (АПВ) 425

Глава двадцать третья. **Коммутационные перенапряжения при отключениях** 430

23-1. Общие сведения 430
23-2. Перенапряжения при отключении больших токов 431
23-3. Перенапряжения при отключении индуктивностей 436
23-4. Перенапряжения при отключении емкостей и ненагруженных линий 439

Глава двадцать четвертая. **Дуговые перенапряжения при однофазных замыканиях на землю в системах с изолированной нейтралью** 445

24-1. Общие сведения 445
24-2. Переходные процессы при дуговом замыкании на землю 446
24-3. Заземление нейтрали через дугогасящий реактор 453

Глава двадцать пятая. **Ограничение внутренних перенапряжений** 4

25-1. Общая характеристика вопроса 4
25-2. Комплексная схема защиты от внутренних перенапряжений электропередач СВН 4
25-3. Ограничение коммутационных перенапряжений с помощью выключателей двухступенчатого действия с шунтирующими сопротивлениями 4
25-4. Ограничение коммутационных перенапряжений путем управления моментом коммутации (синхронное включение) 4

Список литературы 4
Алфавитный указатель 4

Лидия Федоровна Дмоховская,
Владимир Петрович Ларионов,
Юрий Станиславович Пинталь,
Даниил Всеволодович Разевиг,
Елена Яковлевна Рябкова

Техника высоких напряжений

Редактор М. А. Аронов
Редактор издательства Э. К. Биленко
Переплет художника А. А. Иванова
Технический редактор Г. Г. Самсонова
Корректор Г. Г. Желтова

Сдано в набор 26/XI 1975 г. Подписано к печати 12/V 1976 г. Т-06981. Формат 60×90 1/16. Бумага типографская № 2. Усл. печ. л. 30,5. Уч.-изд. л. 35,42. Тираж 30 000 экз. Зак. 320. Цена 1 р. 42 к.

Издательство «Энергия», Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Ордена Трудового Красного Знамени Ленинградское производственно-техническое объединение «Печатный Двор» имени А. М. Горького Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 197136, Ленинград, П-136, Гатчинская ул., 26.