

А.Б. ДОБРЫНИН, С.П. ПЕТРОВ,  
Ф.Х. ХАЛИЛОВ, А.И. ТАДЖИБАЕВ

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ БЕЗАВАРИЙНОЙ РАБОТЫ  
ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ РЕЖИМНЫХ  
ВОЗМУЩЕНИЯХ ПИТАЮЩЕЙ СЕТИ**

САНКТ – ПЕТЕРБУРГ

ПЕТЕРБУРГСКИЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
ПОВЫШЕНИЯ КВАЛИФИКАЦИИ

ТЕРРИТОРИАЛЬНОЕ УПРАВЛЕНИЕ “ЛЕНГОСЭНЕРГОНАДЗОР”

2000 г.

Авторы: А.Б. Добрынин, С.П. Петров, Ф.Х. Халилов, А.И. Таджибаев.

Рецензенты: Санкт-Петербургский институт “Атомэнергопроект”,  
руководитель группы Романюк Е.А.;  
ЗАО “Энергопромкомплект”.

Обеспечение безаварийной работы электродвигателей при режимных возмущениях питающей сети / А.Б. Добрынин, С.П. Петров, Ф.Х. Халилов, А.И. Таджибаев. – СПб.: Изд. ПЭИПК, 2000, 164 с.: ил.

Одобрено и рекомендовано к опубликованию Ученым Советом ПЭИПК.

В книге рассмотрены условия работы конструктивных узлов электродвигателей при воздействии возмущающих факторов, возникающих в переходных процессах в сети 6–10 кВ. Показаны условия возникновения перенапряжений и их влияние на формирование дефектов в изоляционных конструкциях электродвигателей. Рассмотрены меры по защите обмоток от воздействия грозовых и коммутационных перенапряжений. Описываются методы и технические средства своевременного выявления дефектов в узлах электродвигателя на ранних стадиях их развития.

Книга предназначена для руководящих работников и специалистов, занимающихся эксплуатацией сетей 10 кВ и ниже с двигательной нагрузкой, и будет использована в системе обучения ПЭИПК. Предлагаемая работа будет полезна для студентов и аспирантов ВУЗов электротехнических специальностей.

© Издательство Петербургского энергетического института  
повышения квалификации Минтопэнерго России, 2000 г.

## ВВЕДЕНИЕ

Достаточно низкая эксплуатационная надежность электродвигателей высокого напряжения, являющихся основным приводом насосных и компрессорных агрегатов, других технологических процессов промышленности, сельского хозяйства, транспорта и др., обусловлена не только повреждением их главной, но и продольной (междувитковой) изоляции. Вместе с тем, приблизительно до 1990 года не было стандарта МЭК на выдерживаемые импульсные напряжения изоляцией электрических машин классов напряжения 6 и 10 кВ.

С появлением стандарта МЭК величина выдерживаемого напряжения на выводах машины определялась в зависимости от длины фронта  $\tau_{\phi}$  импульса (0,2–5 мкс). Такие  $\tau_{\phi}$  импульсов возникают не только при падении на зажимы машины грозových волн, но и при коммутациях электрических машин вакуумными выключателями.

Отсутствие общепринятых стандартов на выдерживаемый уровень импульсных напряжений для изоляции высоковольтных электрических машин приводило к непоследовательности и ненадежности систем координации изоляции таких машин и сетей, где они работали.

В связи с широким международным интересом к стандартам по координации изоляции в 1977 году была создана рабочая группа по изоляции вращающихся электрических машин на базе американского института инженеров-электриков, с целью подготовки рекомендаций для стандарта, относящегося к выдерживаемому импульсному уровню изоляции электрических машин.

В результате работы этой группы была предложена основа для разработки, указанного стандарта, кривая рис. 0.1, связывающая кратность допустимых амплитуд импульсных перенапряжений с длиной фронта этих перенапряжений. Эта кривая учитывает воздействие перенапряжений, как на корпусную, так и на витковую

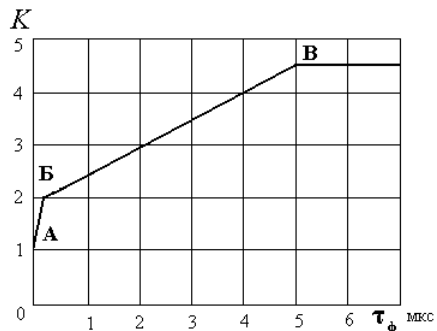


Рис. 0.1. Кривая выдерживаемого импульсного напряжения для электродвигателей высокого напряжения

изоляцию. Таким образом, считается, что машина переменного тока способна выдерживать воздействия на их выводы импульсных пере-напряжений, амплитуды и фронты которых расположены ниже кривой рис. 0.1.

Характерные точки этой зависимости выбраны на основании следующих соображений. При коротких импульсах с  $\tau_{\phi} < 1$  мкс большая часть входного импульса приходится на первую катушку. Для импульсов с  $\tau_{\phi} < 0,1$  мкс распределение напряжений по катушке становится также неоднородным, приближаясь к емкостному распределению по виткам с учетом продольных и поперечных связей для прямоугольных импульсов. На основании исследований, проводившихся в тридцатые-сороковые годы, ряд производителей выбрал изоляцию, способную выдержать тяжелые условия по форме импульса. Соответственно импульсная прочность для этого предельного случая (точка А рис. 0.1) прямоугольного импульса принята равной амплитуде фазного напряжения ( $K=1$ ).

Вторая точка излома выбрана на основании экспериментальных исследований, в которых установлено, что операции включения электродвигателей могут вызвать перенапряжения с амплитудой до удвоенной величины амплитуды фазного напряжения ( $K=2$ ) при  $\tau_{\phi}=0,1-0,2$  мкс (точка Б рис. 0.1).

По данным мировой литературы  $K=2$  при  $\tau_{\phi} \approx 0,2$  мкс, по-видимому представляет наиболее опасное сочетание параметров волны перенапряжений.

При величинах импульса  $\tau_{\phi} > 0,2$  мкс, воздействующего на обмотку, напряжение вдоль обмотки распределяется достаточно равномерно и определяющим импульсную прочность является корпусная изоляция. Эта прочность в [3] была принята равной  $U = 1,25 \cdot U_{исп} = 1,25 \cdot \sqrt{2} (2U + 1)$  кВ, что соответствует кратности  $K=4,5$ . Она в зарубежной практике использовалась многие годы. Третья точка зависимости (точка В рис. 0.1) соответствует  $\tau_{\phi}$ , при которой определяющая роль переходит к витковой изоляции. Длина фронта 5 мкс выбрана для этой точки по результатам многочисленных экспериментов по исследованию распределения импульсных напряжений по обмоткам [4–7].

Несмотря на очень большой разброс полученных данных, ориентировочно можно считать, что при такой длине фронта  $\tau_{\phi}$  и кратнос-

ти перенапряжений  $K=4,5$ , напряжение на катушке будет приблизительно такое же, как и при импульсе с кратностью  $K=2$  и длиной фронта  $\tau_{\phi} = 0,2$  мкс.

Следует отметить, что предложенная на рис. 0.1 зависимость относилась к новой изоляции, работающей в нормальных температурных условиях, выражала мнение авторов [2–7] и не носила нормативного характера.

В дальнейшем (в 1988 году) на основании работ рабочей группы 15 технического комитета 2 МЭК был опубликован проект стандарта на выдерживаемые уровни импульсных напряжений для вращающихся машин переменного тока высокого напряжения.

Стандарт относится к машинам с номинальным напряжением от 3 до 15 кВ и устанавливает уровни выдерживаемых импульсных напряжений между фазой и землей, методику испытаний и испытательные напряжения, которые должны быть приложены к корпусной и витковой изоляции испытуемых катушек, для гарантирования выдерживаемого уровня импульсных напряжений машины. При этом выдерживаемый импульсный уровень ( $U_B$ ) основывается на формуле

$$U_B = 4 U_{\text{НОМ}} + 5, \text{ кВ макс.},$$

где  $U_{\text{НОМ}}$  – номинальное напряжение (действующее значение) машины.

В проекте стандарта специально было оговорено, что указанные уровни относятся только к стандартному грозовому импульсу 1,2/50 мкс. Какие-либо рекомендации, касающиеся изменения этих уровней при импульсах других форм, в стандарте полностью отсутствовали. Первоначально область применения стандарта распространялась только на импульсы грозового происхождения, однако в дальнейшем техническим комитетом 2 было принято решение, что эта область должна быть расширена на импульсы, возникающие при коммутациях электродвигателей вакуумными и другими выключателями. После обсуждения проекта стандарта в национальных комитетах МЭК и длительной дискуссии на заседании технического комитета 2, в марте 1989 года были приняты предложения рабочей группы 15, касающиеся выдерживаемого импульсного уровня при различных скоростях нарастания импульсов. Принятая зависимость (рис. 0.2) содержит несколько более жесткие требования к выдерживаемому импульсному уровню, чем ранее предлагавшаяся (рис. 0.1), и поэтому она вошла в окончательный текст стандарта.

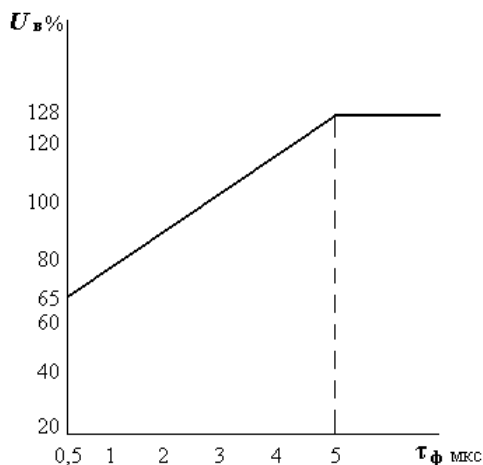


Рис. 0.2. Выдерживаемый импульсный уровень в зависимости от времени нарастания импульса

Учитывая ближайший выпуск этого стандарта, возрастающую актуальность, а также необходимость защиты электродвигателей из-за широкого внедрения вакуумных выключателей, исследование фактического уровня возможных импульсных воздействий на изоляцию электродвигателей и координации этих воздействий с предлагаемыми выдерживаемыми импульсными уровнями и применяемыми испытательными напряжениями, представляет большой практический интерес.

Указанную оценку несложно получить для корпусной изоляции, так как в настоящее время имеется обширный экспериментальный материал, связанный с регистрацией перенапряжений на выводах работающих двигателей. Однако для витковой изоляции произвести соответствующие измерения, требующие доступа к внутренним точкам обмотки в эксплуатационных условиях, почти невозможно. Единственный перспективный путь для получения данных о возможных перенапряжениях на витковой изоляции состоит в построении достаточно надежной модели обмотки и выполнении расчетов с использованием этой модели.

## ОБЩИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ И ВОЗДЕЙСТВИЙ НА НИХ. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ

### 1.1. Область применения электродвигателей высокого напряжения

Электродвигатели высокого напряжения 6 и 10 кВ используются на электростанциях в качестве электропривода машин и механизмов (насосы, вентиляторы, мельницы, подъемники и т.д.). В тепловых и атомных станциях главным образом применяются электродвигатели защищенного исполнения, закрытого исполнения, с замкнутой системой вентиляции и электродвигатели взрывозащищенного исполнения.

Синхронные и асинхронные электродвигатели нашли широкое применение также в сельском хозяйстве, промышленности (нефтегазодобывающей, нефтеперерабатывающей, металлургической, станкостроительной, горнодобывающей и др.), в электротранспорте, торфоразработках и других областях народного хозяйства [11–13].

Мощность этих машин изменяется от нескольких десятков киловатт до десятков мегаватт. По этой причине они требуют пристального внимания к их эксплуатации и обеспечению надежности в работе.

Для электродвигателей высокого напряжения, с точки зрения перенапряжений, важное значение имеет годовое число коммутаций  $N_{\Gamma}$ . Анализ опыта эксплуатации высоковольтных синхронных и асинхронных электродвигателей показывает, что величина  $N_{\Gamma}$  в значительной степени зависит от назначения технологического агрегата, приводом которого служит электродвигатель. В связи с этим  $N_{\Gamma}$  изменяется в широких пределах: от нескольких коммутаций в год до нескольких сот или тысяч в сутки. Поэтому при прогнозировании уровня внутренних перенапряжений на изоляции электродвигателей необходимо знать вероятность возникновения перенапряжений при разных коммутациях с учетом технологического назначения агрегата.

В ряде случаев высоковольтные электродвигатели имеют гальваническую связь с воздушными сетями, например, если электродвигатели работают в торфоразработках, на открытых карьерах, в сетях собственных нужд электростанций, от которых по воздушным линиям питаются ближайшие населенные пункты или отдельные промышлен-

ные предприятия. В этом случае для изоляции машин важное значение имеют грозовые перенапряжения.

## 1.2. Аварийность электродвигателей

В ряде случаев по технико-экономическим и организационным соображениям приходится допускать работу электрических машин непосредственно на воздушные сети. При непосредственной связи машины с воздушными линиями, амплитуды и вероятности возникновения опасных грозовых перенапряжений на машине существенно возрастают, происходит ускоренное старение ее изоляции и снижение показателей надежности соответствующих схем грозозащиты.

Непосредственное включение электрических машин на воздушные сети стало широко практиковаться у нас и за рубежом, начиная с 30-х гг. Выполненные за это время научно-исследовательские работы позволили разработать схемы и рекомендации по защите машин от грозовых перенапряжений. Однако ввиду сложности проблемы до настоящего времени остается еще ряд актуальных задач, требующих своего решения. В соответствии с требованиями ПУЭ для электрических машин, непосредственно связанных с воздушными сетями, необходимо создание специальных схем грозозащиты. В настоящее время к воздушным сетям допускается присоединять высоковольтные электродвигатели любой мощности.

В зависимости от того, какие грозозащитные мероприятия используются, рекомендуемые на практике схемы можно разделить на пять видов (рис. 1.1, 1.2). Эти схемы содержат комплекс следующих защитных средств: вентильный разрядник и конденсатор ( $C_0$ ) на шинах, защитный подход воздушной линии ( $\ell_{\Pi}$ ), трубчатые (РТ) и вентильные (РВ) разрядники на подходе линии, токоограничивающий реактор (Р) и кабельную вставку ( $\ell_{\kappa}$ ).

Трубчатый разрядник РТ<sub>1</sub> и вентильный разрядник РВ<sub>1</sub>, установленные по ходу грозовых волн, предназначены для отвода части тока волны в землю и ограничения тока в вентильном разряднике, установленном у электрической машины. Эффективность этих защитных аппаратов зависит от величины сопротивления заземления  $R_3$  опор.

Достаточная для практики надежность работы схемы обеспечивается при  $R_3 \leq 10$  Ом. Оптимальная длина защищенного подхода  $\ell_{\Pi}$



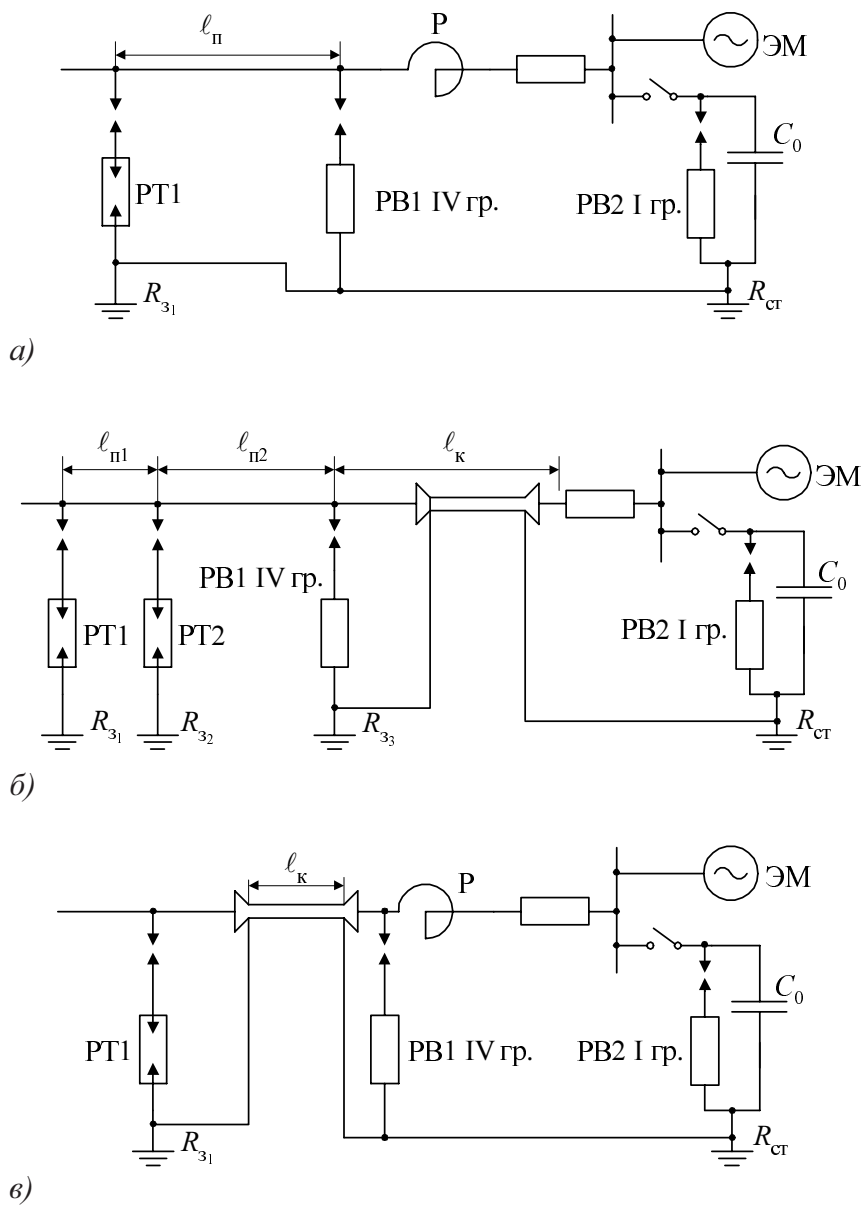


Рис. 1.1. Схемы подключения электродвигателей через кабельную вставку и реактор

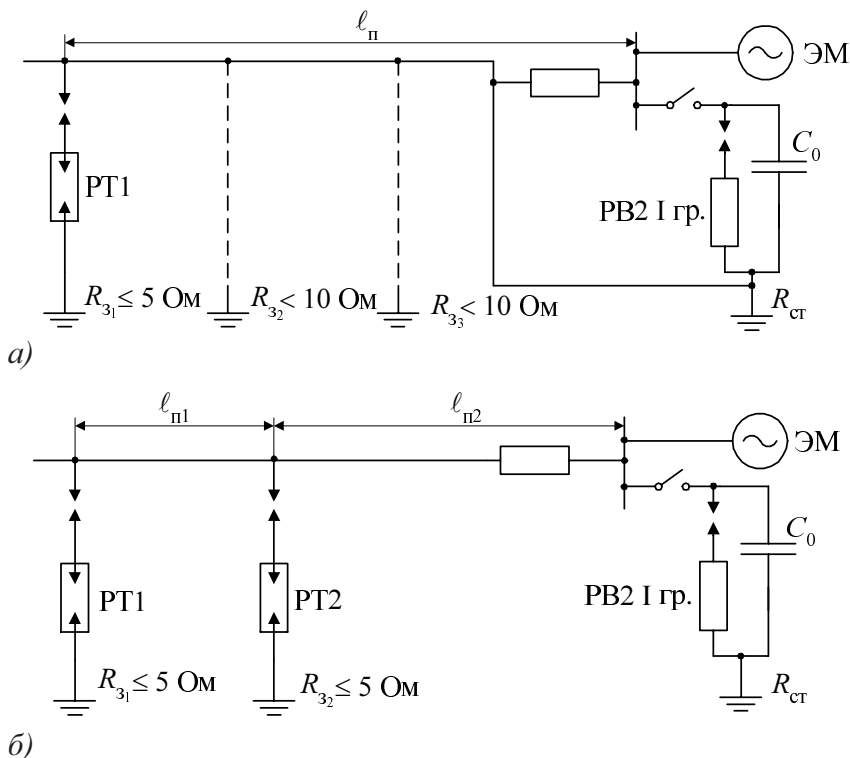


Рис. 1.2. Схемы непосредственного подключения электродвигателей (ЭМ) к воздушной сети

составляет 100–150 м. При этом для защиты подхода от прямых ударов молнии используются грозозащитные подходы. Реактор (P) в схеме рис. 1.1,а сглаживает фронт импульса перенапряжений на шинах, а также обеспечивает более благоприятные условия срабатывания разрядника РВ1. Реактор нельзя рассматривать как специальное грозозащитное средство. Он используется в схемах либо для ограничения токов короткого замыкания, либо в качестве пускового. Однако при оценках грозозащиты соответствующих схем благоприятное влияние реакторов необходимо учитывать.

Емкость  $C_0$  на шинах предназначена для ликвидации колебательной составляющей напряжения на зажимах машины, а также для сглаживания фронта грозовых импульсов, что также благоприятно влияет

на условия работы межвитковой изоляции. Установка  $C_0$  не обязательна [14], если суммарная емкость присоединенных к машине участков кабелей длиной до 100 м составляет 0,5 мкф и более на фазу.

В схеме рис. 1.1,б новым элементом является кабельная вставка, включенная между воздушной линией и шинами с электрической машиной. Ее защитная роль не ограничивается добавлением дополнительной емкости или сравнительно небольшого по величине волнового сопротивления (при больших длинах). Кабельная вставка служит для отвода значительной части тока волны в землю до шинного разрядника. Это достигается следующим образом: при срабатывании разрядника РВ1 на входе кабельной вставки, жила кабеля оказывается соединенной параллельно с его оболочкой (через динамическое сопротивление РВ1). При этом ток вследствие поверхностного (скин) эффекта вытесняется из жилы на оболочку кабеля, имеющую контакт с землей и растекается в земле, минуя шины машинного напряжения.

На практике часто применяется схема 1.1,в, содержащая одновременно токоограничивающий реактор и кабельную вставку. При этом обеспечивается наивысшая надежность грозозащиты электрических машин, если длина кабеля  $\ell_k$  не менее 50 м, а сопротивление заземления разрядника РТ1 (РВ1) – не более 5 Ом.

Из всех схем грозозащиты электрических машин наименьшей надежностью обладают схемы рис. 1.2,а,б, когда машина непосредственно подключена к воздушной сети. Они обычно содержат несколько комплектов разрядников, установленных на подходе длиной  $\ell_n=300-600$  м (см. рис. 1.2,б).

В эксплуатации электрическая машина иногда работает на воздушную сеть по временной схеме, а подход выполнен в габаритах линии более высокого класса напряжения, чем номинальное напряжение машины. В этом случае на подходе устанавливают грозозащитные тросы с минимальными углами защиты ( $\alpha \leq 20^\circ$ ) и сопротивлением заземления опор ( $R_3 \leq 10$  Ом) (рис. 1.2,а).

Надежность грозозащиты машины обеспечивается действием отдельных ее элементов, условиями срабатывания разрядников, эффективностью отвода тока молнии, защитными устройствами подстанции, расположенной на противоположном конце воздушной линии и т.д. Поэтому при выборе схемы и оценке ее надежности очень важно правильно учесть влияние каждого из этих факторов, с использованием критериев, дающих объективную оценку надежности грозозащиты.

Перечисленные выше средства грозозащиты электрических машин, гальванически связанных с воздушной сетью, описаны в работе [14]. Использование РВ первой группы приводит к вынужденным отступлениям от требований эксплуатации. Используемые в настоящее время разрядники типа РВМ (вторая группа) также не обеспечивают необходимого интервала координации изоляции. Даже при токе координации порядка 1 кА этот интервал равен нулю. Для обеспечения такой же величины тока через разрядники (ОПН) в схемах грозозащиты используется ряд дополнительных защитных средств (трубчатые и вентильные разрядники, искровое соединение жилы и оболочки кабелей через разрядник и т.д.). Все это значительно усложняет соответствующие схемы, повышает их сложность и требования к нормальной эксплуатации (например, частая ревизия разрядников на подходе).

Что касается надежности этих схем, то она в настоящее время не может считаться достаточной для таких ответственных элементов энергосистемы, предприятий и сельскохозяйственных объектов, как высоковольтные электродвигатели.

Применяемые в настоящее время схемы грозозащиты электрических машин, непосредственно связанных с воздушными сетями, не учитывают успехи в области разработки новых средств защиты (в том числе нелинейных ограничителей перенапряжений). Правда в работе [14] рекомендовано использование вентильных разрядников первой группы по ГОСТ 16357-83. Однако их серийный выпуск до сегодняшнего дня не налажен. Между тем, использование этих или аналогичных им по характеристикам разрядников представляет достаточную перспективу.

Опыт эксплуатации с достаточной убедительностью показывает, что грозовые перенапряжения остаются одной из основных причин аварий высоковольтного оборудования, в том числе, электрических машин. При этом с уменьшением номинального напряжения опасность грозовых аварий возрастает [15].

Повреждение изоляции и выход из строя электрической машины при отсутствии резерва влечет за собой значительный ущерб у потребителя в связи с нарушением технологического процесса и с ремонтом или полной заменой дорогостоящей и дефицитной изоляции.

Крупные электродвигатели в большинстве случаев питаются от сложных подстанций, от которых отходит большое число как кабельных, так и воздушных линий. Грозовые повреждения этих машин зача-

стью приводят к погашению всей подстанции. К значительному ущербу приводят и аварии в результате грозových повреждений изоляции электродвигателей, большинство которых подключено к промышленным установкам, связанным с распределительными подстанциями по воздушным линиям. Кроме того, с воздушными сетями оказываются иногда связанными и двигатели собственных нужд некоторых электростанций.

Приведем ниже некоторые данные по грозовой аварийности высоковольтных электрических машин за период с 1955 по 1982 гг.<sup>\*)</sup>. Материалы получены путем изучения актов аварийности и опроса отдельных энергосистем и потребителей.

В одной из энергосистем СССР за рассматриваемый период непосредственно на воздушную сеть работало свыше 130 электродвигателей. С 1968 по 1973 гг. имели место гроззовые повреждения двух высоковольтных электродвигателей. В результате этих аварий было недополучено 53 500 кВт·ч электроэнергии, а стоимость ремонтно-восстановительных работ составила 4 300 рублей<sup>\*\*)</sup>. На одном из крупных промышленных предприятий этой же энергосистемы находятся в работе 92 синхронных электродвигателя мощностью от 520 до 630 кВт. В течение 920 двигателей-лет наблюдения на предприятии зарегистрировано 43 случая аварий двигателей в результате грозových повреждений. По вине грозových повреждений электрических машин было недоиспользовано 482 000 кВт·ч электроэнергии, а стоимость ремонтно-восстановительных работ составила около 10 тыс. рублей.

В целом, в результате изучения аварийной статистики 13 энергосистем Советского Союза было зарегистрировано более 290 грозových повреждений высоковольтных электродвигателей. При этом указанные повреждения имели место в случае нормальных схем грозозащиты, отвечающих требованиям ПУЭ [14]. В результате этих аварий в энергосистемах за указанный период было недоотпущено более 2 млн кВт·ч электроэнергии, а на ремонт поврежденных машин израсходовано около 100 тыс. рублей.

Достаточно высока аварийность высоковольтных электродвигателей по причине воздействия на их изоляцию внутренних перенапряжений, причем выход из строя этих электродвигателей приводит в ряде

---

<sup>\*)</sup> В дальнейшем централизованное обобщение аварийности ОРГРЭС (Союзтехэнерго) не проводилось.

<sup>\*\*)</sup> В ценах до 1 апреля 1991 года.

случаев к нарушению всего технологического процесса. Так, например, в сетях собственных нужд электростанций выход из строя некоторых электродвигателей приводит к частичному или полному сбросу нагрузки всего блока. Для того чтобы убедиться в этом достаточно перечислить виды электродвигателей, питающихся от сети собственных нужд 6 кВ крупных генераторов. Так, например, от сети собственных нужд блока 300 мВт питаются электродвигатели: циркуляционных насосов (два двигателя мощностью по 800 кВт), бустерных насосов (три двигателя по 500 кВт), питательных электронасосов (один двигатель мощностью 8 000 кВт), насоса пускового эжектора (один двигатель мощностью 200 кВт), дренажных насосов (два двигателя по 250 кВт), конденсаторных насосов (три двигателя по 500 кВт), дымососов (два двигателя по 1 700 кВт), дутьевых вентиляторов (два двигателя по 800 кВт), молотковых мельниц (восемь двигателей по 630 кВт), смывочного насоса (один двигатель мощностью 500 кВт), сетевых насосов (два двигателя по 320 кВт), транспортеров (два двигателя по 250 кВт) и бойлерных насосов (два двигателя по 630 кВт).

Анализ актов аварий с высоковольтными электродвигателями показывает, что повреждение их изоляции возникает в двух случаях: при замыканиях на землю в сети с последующим пробоем в обмотке и при замыкании на землю в обмотке с последующим пробоем изоляции в той же обмотке. В сетях собственных нужд эти причины имеют приблизительно одинаковую вероятность, в промышленности и сельском хозяйстве соотношение упомянутых случаев составляет приблизительно 3:2.

По данным энергосистем наибольшая повреждаемость имеет место среди высоковольтных двигателей сетей собственных нужд электростанций. По данным [16,17] повреждаемость электродвигателей 6 кВ сетей собственных нужд энергоблоков 300–500 мВт составляет в среднем 7,6% от числа установленных в год, а на отдельных энергоблоках достигает 13%. Первопричиной 84% этих повреждений являются однофазные замыкания на землю, перешедшие затем в двухфазные, двойные и тройные короткие замыкания. Это объясняется тем, что в этих сетях специальная защита от однофазных замыканий на землю, как правило, не предусматривается, а возникающие однофазные замыкания на землю отыскиваются персоналом. Кроме того, это вызвано тем, что изоляция упомянутых электродвигателей работает в тяжелых условиях загрязненной и увлажненной среды, повышенной

температуры. Она подвержена частым перегрузкам и электрическим воздействиям при пусках и при возникновении коротких замыканий, а в ряде случаев повышенным вибрациям и перегревам, вследствие чего быстро изнашивается и имеет значительно меньшие запасы электрической прочности.

Ослабление изоляции вследствие указанных выше причин развивается столь быстро, что приводит к пробоям в период между очередными профилактическими испытаниями при рабочем напряжении или при перенапряжениях. По этим причинам общая повреждаемость электродвигателей в год в масштабе крупной энергосистемы и промышленных предприятий, составляет порядка 5,5% от числа установленных, в том числе повреждения в работе 4%, при испытаниях – 1,5%. Число случаев пробоя изоляции электродвигателей в работе в 2,5 раза превышает таковое при профилактике, эффективность которой не может быть повышена учащением испытаний или поднятием уровня испытательных напряжений, так как оба этих направления в сложившейся обстановке ведут не к повышению надежности, а к чрезвычайному увеличению объема работ по перемотке и восстановительному ремонту электродвигателей. Здесь же отметим, что приблизительно в 70% случаев повреждения обычно вызываются пробоем витковой, междувитковой или междуфазовой изоляции обмоток статора.

Приведенный выше краткий обзор аварийности свидетельствует о достаточно высокой повреждаемости высоковольтных электродвигателей, поэтому вопросы исследования их защиты в настоящее время остаются весьма актуальными. Требуется разработка и внедрение более надежных и экономически целесообразных схем грозозащиты и защиты от внутренних перенапряжений электрических двигателей. Одновременно необходима разработка новых методов профилактических испытаний и средств диагностики высоковольтной изоляции электродвигателей.

Грозозащита электродвигателей как отмечалось выполняется в соответствии со схемами рис. 1.1, 1.2. Однако эти схемы не обеспечивают достаточной надежности и опыт эксплуатации свидетельствует об их высокой грозовой аварийности. Возникает необходимость уточнения существующих и принятие новых технических решений.

Грозоупорность схем грозозащиты значительно увеличивается при улучшении характеристик используемых защитных аппаратов. В работе [11] рекомендовано использование у машины вентильных разрядников I группы по ГОСТ 16357-83. Однако эта рекомендация ПУЭ не

достаточно учитывает реального состояния в выпуске этих защитных аппаратов. Вентильные токоограничивающие разрядники типа РВТ, обладающие значительно лучшими характеристиками, чем применяемые в настоящее время разрядники типа РВМ, нашей промышленностью на классы напряжения 6–10 кВ не выпускаются. Разрядники же типа РВРД на эти классы напряжения выпускаются ограниченными партиями и пока являются для большинства энергосистем остродефицитными.

В настоящее время разработаны новые высокоэффективные типы защитных аппаратов на основе оксидноцинковых варисторов – нелинейные ограничители перенапряжений (ОПН). Несмотря на то, что эти аппараты на классы напряжения 6 и 10 кВ пока серийно не выпускаются, они представляются нам наиболее перспективными для защиты электрических машин как от грозových, так и от большинства внутренних перенапряжений.

Защита от внутренних перенапряжений электродвигателей, работающих в сетях с изолированной и резонансно-заземленной нейтралью, практически сведена к установке дугогасящих реакторов, причем эта мера направлена на ограничение дуговых перенапряжений. При этом не учитывается специфика этих сетей. Не учитывается опасность для изоляции сетей 6–35 кВ коммутационных и феррорезонансных перенапряжений, амплитуда которых зачастую превосходит величину дуговых перенапряжений.

В сетях 6–35 кВ защитные аппараты специально отстроены от большинства внутренних перенапряжений, обладающих значительной электромагнитной энергией, поэтому практически в этих сетях нет принудительного ограничения перенапряжений с помощью вентильных разрядников.

Опыт эксплуатации для электродвигателей обобщен для тринадцати энергосистем, расположенных в Европейской части бывшего СССР, на Урале, в Закавказье, в Средней Азии, на Дальнем Востоке [1, 2, 3, 62], а также для 28 промышленных предприятий и сельскохозяйственных районов. Среднее число грозových часов, определенное по материалам местных метеостанций, находится в пределах от 10 до 70.

В связи с тем, что интенсивность грозовой деятельности в обследованных районах различна, для сопоставления показателей грозозащиты электрических машин, материалы приведены к некоторой базисной энергосистеме, имеющей  $D_{\text{ч.б}} = 50$  грозových часов в году.



Используя результаты наблюдений, получены значения эксплуатационной надежности и соответствующих показателей надежности для высоковольтных электродвигателей:

$$\bar{\beta}_3 = 3,6 \cdot 10^{-2} \text{ 1/год}; \quad \bar{M}_3 = 30 \text{ лет.}$$

Оценки возможного разброса в значениях  $M_3$  относительно среднего значения  $\bar{M}_3$  выполнены с использованием математической статистики [18–20].

Результаты расчета границы доверительного интервала показателей надежности грозозащиты высоковольтных электродвигателей, при уровнях надежности 90 и 95% и значениях аргумента  $q=1,64$ ,  $q=1,96$ , при числе грозовых повреждений оборудования подстанций  $N_a=289$ , дали  $M_{3max}=30$  лет,  $M_{3min}=25$  лет при ширине доверительного интервала в 17%. Эти данные свидетельствуют о необходимости дальнейшего расширения статистического материала по грозовой аварийности высоковольтных электродвигателей, что обеспечит большую точность оценок эксплуатационных надежностей этих машин.

Нами получены следующие показатели эксплуатационной надежности электродвигателей при внутренних перенапряжениях:

$$\begin{aligned} \beta_3 &= 3,55 \cdot 10^{-2} \text{ 1/год}; \quad M_3 = 28 \text{ лет для электрических машин с } U_{\text{ном}} = 6 \text{ кВ и} \\ \beta_3 &= 3,7 \cdot 10^{-2} \text{ 1/год}; \quad M_3 = 27 \text{ лет для машин с } U_{\text{ном}} = 10 \text{ кВ.} \end{aligned}$$

### 1.3. Ущербы при повреждении изоляции электродвигателей

Создание надежных и экономически целесообразных схем защиты электрических машин и решение задач технико-экономической оптимизации этих схем требует определения с достаточной степенью надежности статистических характеристик народнохозяйственного ущерба при повреждениях изоляции.

Недоотпуск электроэнергии  $\Delta W$  и прямые затраты на ремонтно-восстановительные работы (З) зависят от длительности аварийного состояния при отключениях и повреждениях, а также от характера повреждения. Перечисленные показатели являются статистическими величинами и в значительной степени зависят от объема исходных данных. При достаточно большом объеме наблюдений их средние значения стремятся к значениям математического ожидания.

В случае повреждений высоковольтных электродвигателей имеет место не недоотпуск электроэнергии потребителям  $\Delta W$ , а ее недополучение. При этом можно эквивалентировать недовыработку продукции (недовыполнение некоторой работы) в результате аварийного простоя электродвигателей количеством недоотпущенных киловатт-часов электроэнергии. Допустим, что средняя единичная мощность высоковольтного электродвигателя равна  $P_{\text{ср}}$ , а количество часов его аварийного простоя равно  $t_{\text{ав}}$ . Тогда значение  $\Delta W$  может быть определено как произведение  $P_{\text{ср}} \cdot t_{\text{ав}}$ , что соответствует недовыполненной работе на валу электродвигателя в течение времени  $t_{\text{ав}}$ , выраженной в киловатт-часах недоотпущенной электроэнергии. Следовательно, определение расчетного значения ущерба при грозовых повреждениях высоковольтных электродвигателей также возможно производить по формуле

$$\bar{Y} = \bar{Z} + Y^* \cdot \Delta \bar{W},$$

где  $Y^*$  – удельные ущербы.

Однако во вторую составляющую  $Y^* \Delta W$  должен быть вложен несколько иной физический смысл.

При определении ущерба народному хозяйству от повреждений электрических машин существенное значение имеет коэффициент ограничения мощности (нагрузки) потребителей  $\varepsilon$  (коэффициент дефицита мощности). Весьма существенна зависимость расчетного удельного ущерба от значения  $\varepsilon$ , т.е. от степени резервирования питания потребителей электроэнергии.

Технико-экономическая оптимизация защиты электрических машин должна осуществляться с учетом нескольких различных значений  $Y^*$  и  $\varepsilon$ . Это приводит к неоднозначности принимаемых решений. При этом для получения достоверного решения за основу анализа может быть принят вероятностно-неопределенный подход и принцип рациональности [21].

Статистические данные по ущербу народному хозяйству от грозовых повреждений высоковольтных электродвигателей получены на основании изучения аварийной статистики 13 энергосистем бывшего СССР. При этом информация охватывает схемы грозозащиты, соответствующие требованиям ПУЭ [14].

Приведенные в табл. 1.1 значения недоотпущенной электроэнергии  $\Delta W_{\text{эд}}$  соответствуют недовыполненной полезной работе на валу

электродвигателя мощностью  $P_{\text{ср}}$  (кВт) в течение его аварийного простоя  $t_{\text{ав}}$  (час) и выраженной в киловатт-часах недоотпущенной электроэнергии.

Таблица 1.1

**Значения  $\bar{Z}_{\text{эд}}$  и  $\Delta \bar{W}_{\text{эд}}$  для электродвигателей**

Номер энергосистемы	Количество поврежденных машин	Мощность электродвигателей, кВт	Прямые затраты на ремонтно-восстановительные работы $\bar{Z}_{\text{эд}}$ , тыс. руб.	Количество невыполненной работы $\Delta \bar{W}_{\text{эд}}$ , МВт·ч
1	2	680	0,5	19,8
2	1	630	0,1	0,6
3	5	630–3000	1,1	20,8
4	1	640	0,5	3,2
5	43	250–630	9,2	482
6	1	630	0,1	1,2
7	–	250–630	–	–
8	–	250–630	–	–
9	132	630–6000	65,2	170
10	6	630–680	1,1	16,3
11	–	630–680	–	–
12	98	630–2000	44,1	38,2
13	–	630–2000	–	–
Всего	289	630–6000	121,9	802,1

Значительное количество повреждений электродвигателей в энергосистемах 5, 9, 12 связано с наличием в этих энергосистемах крупных промышленных предприятий (леспромхозов, горных предприятий и т.д.).

Обработка данных показала, что значения  $\bar{Z}$  и  $\Delta \bar{W}$  на одно грозовое повреждение электродвигателей равны:  $\bar{Z}=420$  руб.,  $\Delta \bar{W}=2800$  кВт·ч. По формуле значение  $\bar{Y}_p$  для высоковольтных электродвигателей при  $Y^*=0,66$  руб./кВт·ч равно  $\bar{Y}_p=420+0,66 \cdot 2800=2270$  руб./повр.

Отметим, что полученные данные по ущербу народному хозяйству в результате грозовой аварийности электрических машин пока имеют предварительный характер и для получения более точных данных необходимо дальнейшее изучение и обобщение опыта эксплуатации.

Исследованы также экономические последствия при повреждениях электродвигателей 6 и 10 кВ от внутренних перенапряжений. Обследовано более 6 000 электродвигателей. Общий объем информации составляет около 30 000 электродвигателей-лет.

Получены следующие показатели ущербов при повреждении электродвигателей от внутренних перенапряжений: для машин с  $U_{\text{ном}}=6$  кВ  $\bar{Z}=380$  руб.,  $\Delta\bar{W}_p=2400$  кВт·ч,  $\bar{Y}_p=1960$  руб., для машин с  $U_{\text{ном}}=10$  кВ  $\bar{Z}=440$  руб.,  $\Delta\bar{W}_p=2800$  кВт·ч,  $\bar{Y}_p=2280$  руб.

#### **1.4. Изоляция электродвигателей высокого напряжения**

Изоляционная система высоковольтных электрических машин является основным узлом, который наиболее уязвим из-за влияния старения при нормальных условиях и действия различных факторов.

Основной причиной повреждения электродвигателей является совместное действие тепловых, механических и электрических воздействий, а также влияние окружающей среды (влажность, загрязненность, высокая температура и т. д.). Тепловое старение органических составляющих изоляции (смолы, бумага, ткани и т. д.) сильно снижает электрическую прочность машинной изоляции. Неорганические составляющие (слюда, стекло, асбест) не подвержены тепловому старению при обычных для электродвигателей рабочих температурах. Тепловое старение делает изоляцию уязвимой для механических воздействий. При работе машин их обмотки подвергаются воздействию электрических усилий от действия электромагнитных сил при нормальном и аварийном режимах работы, что приводит к их перемещению. Кроме того, обмотки подвержены действию сил, возникающих из-за неодинакового теплового расширения различных ее частей. Если для новой изоляции эти усилия не представляют большой опасности, то при потере механической прочности, в результате теплового старения, изоляция менее способна противостоять обычным условиям вибрации или ударам, разности тепловых расширений и сжатий меди, стали и изоляционных материалов. Отсюда следует, что важно не только получить электрическую прочность изоляции новой обмотки, еще важнее, чтобы изоляция сохранила свои электрические характеристики на относительно высоком уровне в течение всего расчетного срока службы, учитывая при этом перенапряжения, температуру, механические силы и др.

В силу указанных выше причин, в процессе эксплуатации прочность изоляции машины снижается (рис. 1.3) [11]. Как видно из рисунка, имеет место более интенсивное снижение электрической прочности изоляции в первые годы работы машины, а затем это снижение уменьшается. Через несколько лет после ввода машины в эксплуатацию, ее электрическая прочность снижается примерно на 30–35%.

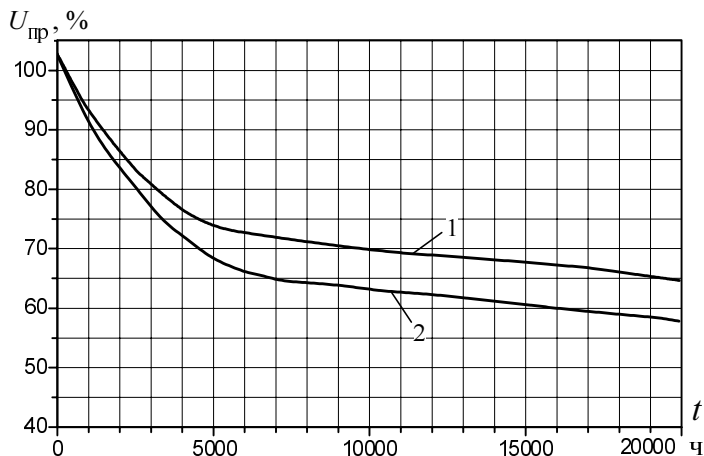


Рис. 1.3. Зависимость электрической прочности (процент от прочности новой изоляции) корпусной изоляции электрических машин при напряжении промышленной частоты от числа часов ее работы в эксплуатации: 1 – для отечественных машин; 2 – машин иностранных марок

Уровень прочности изоляции электродвигателей при перенапряжениях характеризуется коэффициентом импульса  $K_{и} = U_{имп} / U_{\sim}$ , где  $U_{имп}$  – импульсное пробивное (выдерживаемое) напряжение,  $U_{\sim}$  – амплитудное значение переменного (выдерживаемого в течение одной минуты) напряжения.

Обычно для новой изоляции среднее значение  $K_{и}$  находится в пределах  $K_{и} = 1,2 - 2,0$ . Для состарившейся изоляции при наличии расслоения и других дефектов  $K_{и}$  снижается до 1,0 [23, 24]. Вследствие случайности характеристик электрической прочности изоляции,  $K_{и}$  в отдельных случаях падает даже до 0,5–0,8. Он также снижается вследствие кумулятивного эффекта, т.е. накопления разрушений при многократных воздействиях импульсов перенапряжений. Такое же положение имеет место для витковой изоляции электродвигателей.

Предельные значения безопасных для изоляции перенапряжений обоснованно могут быть выбраны только лишь на основании данных по прочности изоляции электродвигателей в эксплуатации. По технико-экономическим соображениям схемы защиты электродвигателей от перенапряжений разрабатываются таким образом, что с определенной вероятностью допускаются воздействия, превышающие принятый допустимый уровень.

В отличие от большинства высоковольтного оборудования, изоляция электрических машин, в том числе электродвигателей, не испытывается повышенным импульсным напряжением. В связи с этим допустимые импульсные напряжения  $U_d$ , имитирующие воздействие грозовых и внутренних перенапряжений, выбираются на основании испытательных напряжений промышленной частоты и принимаются равными амплитуде последних, т.е.  $U_d = \sqrt{2} U_{исп}$ . Испытательные напряжения промышленной частоты  $U_{исп}$  устанавливались исходя из практики эксплуатации. Выраженное в единицах действующего значения номинального напряжения  $U_n$  сети, заводское испытательное напряжение корпусной изоляции полностью собранной машины, имея незначительное отклонение для машин различных классов напряжения, в среднем равно  $U_{исп} = 2,3 U_n$ . Что же касается испытательного напряжения в эксплуатации, то ввиду снижения электрической прочности изоляции электродвигателей в эксплуатации, оно принято значительно ниже заводского испытательного напряжения. Так, первоначально  $U_{исп}$  было принято равным  $U_n$ , позднее  $1,3 U_n$ , а в 1950 г. –  $1,5 U_n$ . Далее в некоторых энергосистемах  $U_{исп}$  повысили до  $1,7 U_n$ .

Как отмечалось, электрическая прочность изоляции электродвигателей в условиях эксплуатации существенно снижается, коэффициент импульса снижается до 1,0 и даже ниже. Поэтому  $U_{исп} = 1,7 U_n$  является допустимым для машин любой мощности.

Исследования показывают, что величина витковых перенапряжений в основном определяется крутизной волн перенапряжений на корпусной изоляции, скоростью распространения волны по обмотке, ее волновым сопротивлением, а также затуханием волны при движении по обмотке. Поэтому задача защиты от витковых перенапряжений заключается в том, чтобы при заданных волновых параметрах электродвигателя ограничить крутизну воздействующих на машину грозовых перенапряжений.

## 1.5. Электрические воздействия на изоляцию электродвигателей

В эксплуатации высоковольтных электрических машин на их изоляцию, кроме длительного напряжения, могут воздействовать грозовые и внутренние перенапряжения, имеющие различную физическую природу.

При магнитной связи электродвигателей с воздушными сетями (через силовые трансформаторы) (рис. 1.4) в большинстве случаев грозовые перенапряжения не представляют особой опасности. Это объясняется тем, что “исходные” волны с амплитудой  $U_0$  значительно “ослабляются” как по амплитуде, так и по длине фронта (вместо  $U_0$  и  $\tau_\phi$  становятся  $U'_0 \ll U_0$  и  $\tau'_\phi \gg \tau_\phi$ ). В ряде случаев переходящие через трансформаторы связи (Т) волны с параметрами  $U'_0$  и  $\tau'_\phi$  (рис. 1.4,а), представляют опасность для изоляции электродвигателей.

Если электрическая машина непосредственно (гальванически) связана с воздушными сетями (рис. 1.4,б), практически все волны грозового происхождения представляют определенную опасность для электродвигателей. Грозовые волны на электродвигатели главным образом падают с линий. Они формируются при прямых ударах молнии на фазные провода, опоры, грозозащитные тросы, а также при междуоблачных разрядах и разрядах молнии на возвышенные объекты (деревья, здания, трубы и др.).

Поскольку причины возникновения и формирования грозовых импульсов различны, также статистичны величина и параметры их

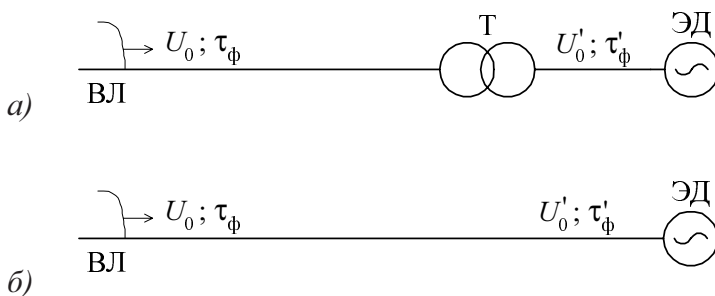


Рис. 1.4. Магнитная (а) и гальваническая (б) связи электродвигателей (ЭД) с воздушной линией (ВЛ).

$U_0, \tau_\phi$  — параметры исходной волны;  $U'_0, \tau'_\phi$  — параметры деформированной волны

формы (длина фронта, длина полуспада, декремент затухания, время среза и т. д.). Из перечисленных факторов для изоляции электродвигателей важное значение имеют амплитуда и длина фронта (крутизна) импульсных перенапряжений причем, чем меньше длина фронта (чем больше крутизна), тем больше они представляют опасность для изоляции. Изоляция электродвигателей, как отмечалось, в эксплуатации испытывает длительные квазистационарные перенапряжения в симметричных и несимметричных режимах, а также дуговые и коммутационные перенапряжения.

В симметричных режимах основной причиной возникновения квазистационарных перенапряжений является самопроизвольное смещение нейтрали. Эти перенапряжения длительного характера, но имеют ограниченную амплитуду (кратность). В основном опасные для изоляции квазистационарные перенапряжения имеют место при несимметричных режимах. Последние в сетях 6 и 10 кВ с электродвигателями возникают при замыканиях одной из фаз на землю (реже двух фаз на землю) и при неполнофазных включениях или отключениях участков сети с индуктивными элементами.

В сетях 6 и 10 кВ шириотой охвата и длительностью отличаются перенапряжения при дуговых замыканиях на землю. Они практически полностью охватывают всю сеть, имея длительность от нескольких периодов рабочей частоты до нескольких часов.

На изоляцию электродвигателей 6 и 10 кВ воздействуют коммутационные перенапряжения при плановых и аварийных коммутациях, АВР, АПВ, реверсе их и т. д. Этот вид перенапряжений воздействует на изоляцию электродвигателей и на оборудование их присоединения.

Роль коммутационных перенапряжений при координации изоляции высоковольтных электродвигателей увеличивается в связи с широким внедрением в различных областях промышленности, сельского хозяйства, транспорта и др. вакуумных выключателей.

До 60-х годов основными коммутационными аппаратами 6 и 10 кВ являлись масляные баковые и маломасляные выключатели. Позднее наряду с этими у нас в стране начали применять электромагнитные, элегазовые и вакуумные выключатели. Последние обладают рядом преимуществ [25-39]:

- большой коммутационный ресурс;
- высокая эксплуатационная надежность;
- высокое быстродействие;



- простота обслуживания и низкие эксплуатационные затраты;
- лучшие по сравнению с другими типами выключателей экологические показатели.

Однако несмотря на очевидные преимущества, которые являются причиной массированного вытеснения выключателей других типов, имеется ряд особенностей эксплуатации вакуумных выключателей. Игнорирование этих особенностей, как правило, приводит к увеличению повреждаемости электродвигателей.

### **1.6. Задачи обеспечения надежности эксплуатации электродвигателей**

Исследования авторов и обзор литературы показывают, что:

- у электрических двигателей высокого напряжения 6 и 10 кВ имеет место большая аварийность, причем немалая часть ее приходится на перенапряжения грозового и внутреннего характера;
- повреждение изоляции электродвигателей высокого напряжения связано не только с выходом из строя главной (корпусной) изоляции, но и продольной (междувитковой и между катушечной) изоляции;
- в настоящее время практически отсутствует защита электродвигателей не только от внутренних, но и от грозовых перенапряжений;
- вентильные разрядники, устанавливаемые в настоящее время в ряде случаев в присоединениях электродвигателей и на секциях, не обеспечивают защиту упомянутых машин, то есть не обеспечена координация характеристик изоляции, перенапряжений и защитных аппаратов;
- в практике эксплуатации электродвигателей слабо внедрены методы и технические средства оценки состояния.

В связи с изложенным, ниже в монографии главным образом обсуждаются следующие вопросы:

- 1) анализ перенапряжений, действующих на главную и витковую изоляцию электродвигателей;
- 2) выбор оптимального эффективного варианта защиты электродвигателей от всех видов перенапряжений;
- 3) изучение электрических воздействий на выбранные активные, аппаратные средства защиты от поперечных и продольных перенапряжений;
- 4) обоснование превентивных методов выявления дефектов в конструктивных узлах электродвигателей.

## МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ НА ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### 2.1. Модель обмотки при расчете импульсных перенапряжений

Точность расчетов и эффективность решаемых технических задач в значительной мере зависят от правильного математического или физического моделирования элементов рассматриваемого электротехнического оборудования. С этой точки зрения статорная обмотка электродвигателей представляет собой достаточно сложную систему с продольными и поперечными электромагнитными связями.

Можно достаточно конкретно сформулировать требования к модели обмотки электродвигателя для расчета перенапряжений:

1) модель должна предоставить возможность определения напряжений между отдельными элементами обмотки и корпусом машины и между отдельными элементами при заданных воздействиях на входах обмотки;

2) должна быть обеспечена возможность изменения формы воздействующих импульсов на выводах обмотки в широких пределах, вплоть до эквивалентных частот этих импульсов, измеряемых сотнями килогерц;

3) исходные данные для построения модели должны быть получены исключительно с помощью измерений на выводах собранной обмотки без какого-либо доступа к ее внутренним частям.

Приведенным выше требованиям во многом отвечает модель, основанная на представлении обмотки в виде однородной цепной схемы с частотно-зависимыми параметрами. Частотные характеристики могут быть получены экспериментально на реальной машине с помощью типовой измерительной аппаратуры и являются единственной информацией об обмотке, необходимой для расчета распределения импульсного напряжения по ней для любого входного импульса, заданного своей частотной характеристикой.

Таким образом, обмотка машины представляется в виде однородной цепной схемы с переменными параметрами рис. 2.1 с числом ячеек  $N$ , равным числу реально выраженных элементов обмотки. Структура каждой ячейки показана на рис. 2.2.

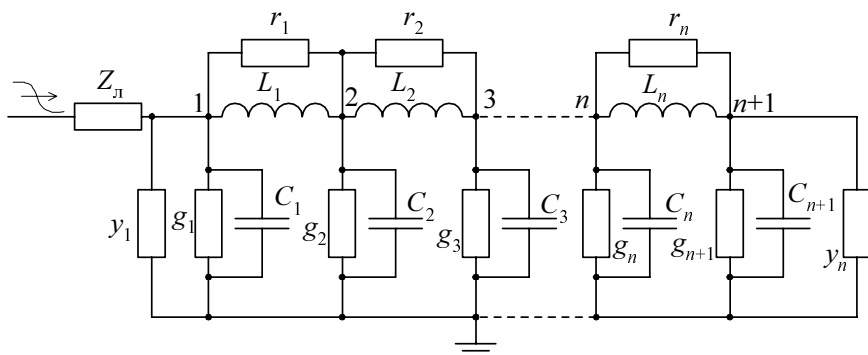
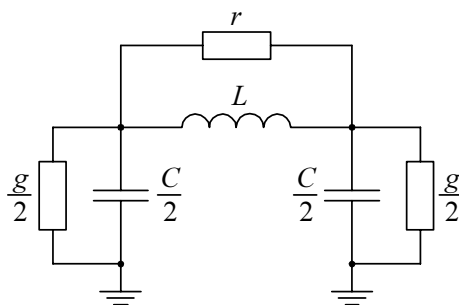


Рис. 2.1. Эквивалентная цепная схема замещения обмотки

Рис. 2.2. Схема ячейки модели обмотки



По экспериментально полученным частотным характеристикам входных емкостей и проводимостей обмотки, снятым в режимах холостого хода и короткого замыкания, определяются параметры модели (с помощью известных из теории цепей преобразований).

Для любого четырехполюсника входные сопротивления связаны с характеристическим сопротивлением и коэффициентом распространения:

$$Z_c = \sqrt{Z_0 Z_K}; \quad (2.1)$$

$$\text{th}(\Gamma) = \sqrt{Z_K / Z_0}, \quad (2.2)$$

где  $\dot{Z}_0 = Z_0 e^{j\varphi_0}$  – входное сопротивление четырехполюсника в режиме холостого хода;  $\dot{Z}_K = Z_K e^{j\varphi_K}$  – входное сопротивление четырехполюсника в режиме короткого замыкания;  $\Gamma = \alpha + j\beta$  – коэффициент распространения четырехполюсника,  $\alpha$  – затухание,  $\beta$  – фазовый сдвиг.

Для однородной цепной схемы справедливо равенство:

$$\Gamma = N\gamma_M, \quad (2.3)$$

где  $\Gamma$  – коэффициент распространения для всей схемы;  $N$  – число ячеек;  $\gamma_M$  – коэффициент распространения для одной ячейки.

Для П-образной ячейки для поперечных и продольных составляющих справедливы следующие соотношения:

$$\begin{aligned} \dot{Z} &= z e^{j\varphi_z} = Z_c \operatorname{sh}(\gamma_M); \\ \dot{Y} &= y e^{j\varphi_y} = 2 \frac{\operatorname{th}\left(\frac{\gamma_M}{2}\right)}{Z_c}. \end{aligned} \quad (2.4)$$

С помощью (2.4) можно вычислить модуль и фазу продольных и поперечных двухполюсников  $Z$  и  $Y$  по частотным характеристикам обмотки, т.е.  $Z_0$  и  $Z_K$ .

Для определения параметров схемы замещения обмотки можно воспользоваться следующими соотношениями:

$$R = \frac{z}{\cos \varphi_z}; \quad (2.5)$$

$$L = \frac{1}{\omega \left( \sin \varphi_z / z \right)}; \quad (2.6)$$

$$C = \frac{y \sin \varphi_z}{\omega}; \quad (2.7)$$

$$G = y \cos \varphi_z. \quad (2.8)$$

Таким образом, зная значения входных сопротивлений обмотки  $Z_0$  и  $Z_K$ , можно определить параметры модели исследуемой обмотки машины.

Все параметры схемы замещения являются существенно переменными. Описание переходного процесса в такой схеме обычными численными методами интегрирования и дифференцирования становится невозможным, поэтому для нахождения потенциалов в любом месте обмотки за основу принят частотный метод расчета.

Зная частотные характеристики входного воздействия, можно определить частотные характеристики напряжений в узлах модели. Наконец, с помощью интегрального синус – преобразователя Фурье, определяются временные зависимости напряжения в узлах эквивалентной схемы. Продольные напряжения могут быть определены как разности напряжений в узлах.

Изложенные положения позволяют сформулировать следующий алгоритм расчета распределения импульсных потенциалов по обмотке электрической машины:

- 1) по входным частотным характеристикам обмотки машины для ряда частот в диапазоне, соответствующем частотному спектру волны перенапряжения, вычисляются частотно-зависимые параметры схемы замещения;

- 2) для тех же частот рассчитывается матричная частотная характеристика обмотки;

- 3) вычисляется частотная характеристика входного воздействия и определяется вектор-столбец потенциалов в узлах эквивалентной схемы;

- 4) вычисляются потенциалы в узлах схемы в функции времени с использованием синус – преобразования Фурье.

Как видно, предложенный алгоритм содержит стандартные алгебраические и матричные операции и может быть реализован в виде соответствующих программ.

## **2.2. Методика измерения частотных характеристик входных проводимостей обмоток**

Основной целью экспериментального исследования входных параметров обмоток является получение исходных данных, необходимых для расчета перенапряжений в обмотках электрических машин, в соответствии с разработанной методикой, алгоритмом и программами. Этими исходными данными являются частотные характеристики входных проводимостей обмоток, т.е. зависимость от частоты входных емкостей  $C(\omega)$  и активных входных проводимостей  $G(\omega)$ .

При определении частотных характеристик двигателей применялся мостовой метод. Измерения выполнялись с помощью моста полных проводимостей типа SWM3-2. В качестве индикатора моста использовался селективный измеритель уровня MU-211-21, автоматически настраиваемый на частоту источника питания моста генератора GV-704-21. Ос-

новные технические характеристики моста SWM3-2:

а) диапазон частот  $30 \text{ Гц} \div 1,5 \text{ МГц}$ ,

б) диапазон измеряемых величин:

активная составляющая  $0,1 \text{ См} \div 100 \text{ мСм}$ ,

реактивная составляющая  $1 \text{ мкСм} \div 1000 \text{ мСм}$  ( $0 \div 12,2 \text{ мкФ}$ ).

Погрешность измерения составляет от 1% до 3% в зависимости от значения измеряемой величины и частоты измерения.

Результаты измерений мостом отсчитываются в виде активных проводимостей  $G(\text{мСм})$  и емкостей  $C(\text{нФ})$ . Емкость может иметь как положительный (при емкостном измеряемом объекте), так и отрицательный (при индуктивном измеряемом объекте) знак. Таким образом, подразумевается, что эквивалентная схема измеряемого объекта представляет собой параллельные соединения активной проводимости и емкости, а при отрицательном значении емкости – индуктивности:

$$L = -\frac{1}{(2\pi f)^2} C \text{ (мГн)}, \quad (2.9)$$

где  $f(\text{МГц})$  – частота измерений.

При измерениях частотных характеристик исследуемый объект находился в непосредственной близости от моста, чтобы сократить длину проводов, соединяющих мост с исследуемым объектом, т. к. на высоких частотах индуктивность соединительных проводов может внести существенную погрешность в результаты измерений.

Измерения проводились по несимметричной схеме (рис. 2.3) на фазе “В” каждого двигателя в режимах холостого хода (х.х.) и корот-

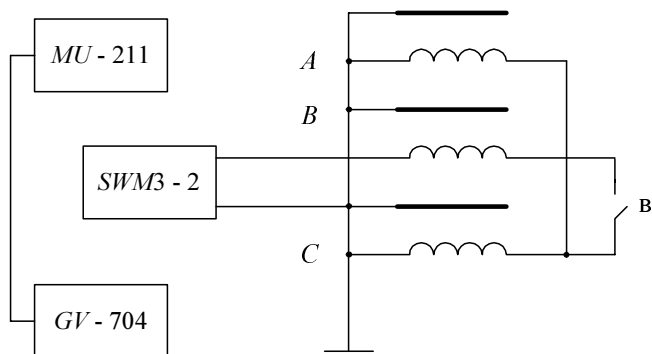


Рис. 2.3. Принципиальная схема измерений частотных характеристик обмоток

кого замыкания (к.з.) конца измеряемой фазы; остальные фазы присоединялись к корпусу двигателя и заземлялись. Измерения выполнялись на полностью собранных двигателях без ротора, в диапазоне частот 0,001–1,4 МГц. Значения частот контролировались частотомером типа 43-33.

Из всего разнообразия электродвигателей, производимых нашей промышленностью и имеющих различные номинальные напряжения (6 и 10 кВ), принцип действия (синхронные и асинхронные) и различные мощности, были наугад выбраны – 5 электродвигателей.

Каждому образцу двигателя, для большего удобства идентификации при дальнейших расчетах, присвоен определенный код, представляющий собой некоторую комбинацию цифр, входящих в тип электродвигателя (табл. 2.1).

Результаты измерений приведены в табл. 2.2–2.6.

Таблица 2.1

### Код исследованных электродвигателей

Тип двигателя	Присвоенный код
ДА-16-12-6У3	116126
СГДС 15-74-8МУХЛ4	157484
СБГД 6300-6У3	163006
СДЗ-2-500-600	150060
ДСЗ 21-104-16 МУ4	104164

Таблица 2.2

### Экспериментальные значения входных параметров объекта 116126

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_{\kappa}$ , нФ	$G_0$ , мСм	$G_{\kappa}$ , мСм
1	2	3	4	5
0,001	40,1	-3885,0	0,0011	1,97
0,0014	39,814	-2155,2	0,0167	1,37
0,002	39,71	-1019,4	0,0279	1,27
0,003	39,8	-457,6	0,051	0,8578
0,005	41,1	-162,4	0,1196	0,662
0,007	43,718	-78,2	0,2388	0,5654
0,010	51,33	-32,976	0,6582	0,500

Продолжение таблицы 2.2

1	2	3	4	5
0,011	55,32	-25,194	0,9433	0,492
0,012	60,292	-18,994	1,3926	0,4925
0,013	66,343	-14,38	2,1253	0,4988
0,014	72,896	-10,2	3,38	0,5137
0,015	77,3	-6,87	5,5834	0,5376
0,016	69,3	-4,324	9,2	0,57
0,017	32,0	-1,744	12,91	0,6207
0,018	-18,6	0,434	12,71	0,6882
0,019	-42,82	2,514	9,3782	0,7855
0,020	-54,028	4,522	6,42	0,932
0,021	-38,34	6,096	4,5208	1,1168
0,022	-49,6	7,59	3,3552	1,4038
0,025	-17,985	6,26	1,8456	2,7947
0,030	-7,516	-0,61	1,3317	2,3704
0,035	-2,654	-1,535	1,1426	2,703
0,037	-1,183	-2,906	1,1868	2,457
0,040	0,494	-2,69	1,426	1,9362
0,045	0,627	-3,52	1,971	1,62
0,050	0,178	0,742	1,9162	1,9292
0,056	0,70	0,152	2,0624	2,0267
0,060	0,34	0,458	2,1966	1,9014
0,066	0,037	0,937	2,0327	2,0
0,070	0,278	0,906	1,9423	2,20
0,076	0,614	0,522	1,9788	2,2923
0,080	0,70	0,408	2,040	2,239
0,086	0,77	0,497	2,1232	2,2027
0,090	0,798	0,552	2,20	2,2817
0,096	0,736	0,486	2,3514	2,37
0,1	0,60	0,314	2,4433	2,4165
0,11	0,178	0,0160	2,4841	2,2459
0,12	-0,078	0,116	2,2984	2,0937
0,13	-0,054	0,206	2,0407	2,0585
0,14	0,120	0,22	1,8632	2,0076
0,16	0,488	0,388	1,7998	1,8398
0,18	0,626	0,596	1,966	1,8871
0,2	0,574	0,626	2,0807	2,0404
0,22	0,53	0,564	2,043	2,084
0,25	0,586	0,582	1,9522	1,9962
0,3	0,766	0,726	2,084	2,1236
0,35	0,76	0,696	2,6386	2,484



Продолжение таблицы 2.2

1	2	3	4	5
0,4	0,57	0,642	2,9205	2,6684
0,45	0,468	0,586	2,9024	2,9668
0,5	0,394	0,446	2,853	3,1686
0,56	0,365	0,316	2,6327	2,897
0,6	0,376	0,314	2,5022	2,5803
0,66	0,408	0,372	2,331	2,2695
0,7	0,441	0,42	2,2564	2,1786
0,76	0,485	0,482	2,2582	2,1665
0,8	0,512	0,514	2,2825	2,1978
0,9	0,574	0,574	2,42	2,3777
1,0	0,612	0,602	2,6778	2,6236
1,2	0,660	0,652	2,9355	2,84
1,4	0,742	0,720	3,1300	3,00
1,5	0,782	0,754	3,2500	3,09

Таблица 2.3

**Экспериментальные значения входных параметров объекта 157484**

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСм	$G_K$ , мСм
1	2	3	4	5
0,001	41,0	-4200,0	0,004	2,17
0,0014	42,8	-2201,0	0,0075	1,5
0,002	43,7	-1065,0	0,012	1,2
0,003	44,4	-480,0	0,0204	0,9
0,005	46,4	-172,8	0,0528	0,6375
0,007	50,0	-83,36	0,1282	0,492
0,010	59,7	-33,92	0,4058	0,3792
0,012	72,7	-18,818	0,9932	0,345
0,014	95,5	-9,32	2,83	0,335
0,015	111,6	-5,876	5,45	0,356
0,016	118,9	-2,768	11,06	0,3424
0,017	64,0	-0,085	19,8	0,3565
0,018	-43,0	2,263	19,0	0,3768
0,019	-73,1	4,51	11,61	0,408
0,020	-63,9	6,6	6,96	0,45
0,022	-40,2	10,7	3,32	0,5938
0,025	-21,0	17,122	1,7445	1,1182

Продолжение таблицы 2.3

1	2	3	4	5
0,030	-6,08	17,21	1,1274	6,186
0,035	1,33	2,127	1,46	3,58
0,040	3,41	0,04	2,2066	6,4946
0,045	3,472	-10,464	4,16	3,42
0,047	-0,9	-8,53	4,725	2,465
0,050	-5,63	-5,8	3,56	1,755
0,054	-4,51	-3,032	2,0365	1,364
0,060	-1,46	-0,544	1,2953	1,2918
0,070	1,672	1,694	1,1944	1,247
0,080	3,684	3,674	1,821	1,8233
0,090	3,85	3,87	3,4354	3,4352
0,094	2,828	2,832	4,073	4,094
0,100	0,939	0,87	4,1932	4,1906
0,110	-0,017	-0,02	3,421	3,4017
0,120	-0,17	-0,184	3,0179	3,0414
0,130	-0,175	-0,286	2,3362	2,5195
0,140	0,1	0,033	2,1169	2,01
0,160	0,8	0,904	1,695	1,595
0,180	1,375	1,535	1,7184	1,694
0,200	1,683	1,742	2,0092	2,115
0,250	1,866	1,7	2,937	3,173
0, 300	1,524	1,43	3,7954	3,723
0,320	1,423	1,366	3,9032	3,8313
0,340	1,374	1,315	4,0044	3,92
0,350	1,358	1,3	4,0685	3,98
0,400	1,306	1,262	4,6537	4,4863
0,450	1,106	1,11	5,4358	5,17
0,500	0,524	0,904	5,7955	5,64
0,540	0,668	0,764	5,909	5,83
0,600	0,523	0,594	5,7967	6,03
0,700	0,364	0,35	5,6356	5,86
0,800	0,316	0,303	4,96	5,1025
0,900	0,402	0,393	4,5080	4,65
1,000	0,518	0,508	4,57	4,7856
1,100	0,620	0,606	5,1042	5,4937
1,200	0,700	0,688	6,22	6,88

Таблица 2.4

## Экспериментальные значения входных параметров объекта 163006

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСм	$G_K$ , мСм
1	2	3	4	5
0,001000	85,0000	-17000,00	0,00460	8,28000
0,002000	85,0000	-4200,000	0,01000	4,28000
0,003000	85,5000	-1800,000	0,01660	2,88000
0,005000	87,4600	-660,0000	0,04600	1,98000
0,007000	90,8000	-329,9000	0,09440	1,48940
0,010000	98,7000	-149,5000	0,23000	1,06480
0,011000	102,8000	-118,9000	0,30000	0,97560
0,012000	107,1000	-97,20000	0,39800	0,90980
0,014000	119,7000	-64,15200	0,73500	0,80440
0,016000	138,8000	-41,95000	1,43000	0,73410
0,018000	171,0000	-27,11000	3,13000	0,69450
0,020000	230,8000	-15,60000	8,46160	0,67180
0,022000	324,9000	-7,468000	32,74000	0,67320
0,025000	-231,1000	2,632000	46,70000	0,71200
0,026000	-229,1000	5,500000	49,10000	0,74000
0,027000	-160,1000	8,206000	15,90000	0,77580
0,028000	-128,1000	10,75600	11,11000	0,83320
0,030000	-83,1000	15,50000	6,10000	0,97650
0,033000	-49,2000	22,75200	3,53000	1,46700
0,035000	-35,8000	27,93000	2,72700	2,20780
0,038000	-22,2000	33,60000	2,05000	5,60000
0,040000	-15,8000	21,20000	1,79700	8,35000
0,043000	-8,5460	14,10000	1,56000	4,89000
0,048000	-0,1000	29,60000	1,43000	6,00000
0,054000	6,0660	18,85800	1,89000	10,89000
0,060000	10,0000	2,156000	1,76000	15,19000
0,066000	14,9800	-4,740000	2,11500	7,30000
0,070000	18,1000	0,700000	2,75000	4,93000
0,076000	22,9000	7,910000	4,95000	3,92000
0,080000	24,6000	12,10000	7,91000	4,13000
0,086000	19,9000	18,10000	12,07000	5,84000
0,090000	18,9000	21,90000	12,75000	8,63000
0,095000	19,6900	23,10000	17,40000	15,70000
0,100000	8,0000	10,60000	24,37000	23,80000
0,110000	-8,9000	-7,900000	13,19000	14,01000
0,120000	-3,3000	-4,000000	7,10000	7,42000
0,140000	2,7000	3,820000	5,77400	5,08000

Продолжение таблицы 2.4

1	2	3	4	5
0,180000	8,2600	3,630000	11,10000	12,19000
0,200000	4,2000	2,600000	12,75300	8,61000
0,220000	3,8000	4,300000	14,62000	7,51000
0,250000	5,3400	6,274000	11,08500	9,84000
0,270000	5,1400	6,180000	13,40000	13,29600
0,300000	3,7000	3,920000	10,07000	15,61000
0,350000	3,1260	3,130000	16,15000	16,20000
0,400000	1,4000	1,400000	16,40000	16,26000
0,450000	1,2200	1,286000	13,22000	12,90000
0,500000	1,9000	2,070000	12,19000	11,79000
0,550000	2,4000	2,700000	13,50000	13,05000
0,600000	2,5000	2,810000	16,20000	15,64000
0,700000	1,6000	1,940000	18,20000	18,22000
0,800000	1,6000	1,960000	17,50000	16,83000
0,900000	1,8000	2,200000	20,70000	17,63000

Таблица 2.5

**Экспериментальные значения входных параметров объекта 150060**

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСм	$G_K$ , мСм
1	2	3	4	5
0,001	16,1	-957,0	0,0021	0,19
0,0014	15,708	-439,3	0,0027	0,1548
0,002	16,808	-214,0	0,0036	0,1317
0,003	16,2	-192,91	0,0068	0,1138
0,004	17,0	-60,0	0,012	0,105
0,005	17,8	-36,000	0,0204	0,1024
0,0054	18,3	-30,0	0,028	0,098
0,006	19,0	-22,0	0,031	0,095
0,0064	20,0	-18,0	0,050	0,09
0,007	21,1	-13,14	0,0664	0,0961
0,010	35,3	-3,547	0,5948	0,0917
0,011	45,7	-1,82	1,6849	0,0922
0,012	38,36	-0,45	4,8937	0,0943
0,013	-20,954	0,722	5,1538	0,099
0,014	-27,466	1,756	2,3687	0,1068
0,015	-19,8	2,72	1,245	0,1188
0,016	-14,242	3,674	0,7976	0,1394
0,017	-10,338	4,664	0,5692	0,1726

Продолжение таблицы 2.5

1	2	3	4	5
0,020	-4,28	8,512	0,3208	0,5387
0,025	-0,558	-3,238	0,2428	0,963
0,030	1,798	0,935	0,299	0,774
0,032	2,686	-0,09	0,42	0,9432
0,035	3,262	-0,51	0,9146	0,5914
0,037	1,364	0,344	1,2646	0,4776
0,038	0,292	0,784	1,1744	0,4728
0,040	-0,015	1,606	0,8368	0,5627
0,042	0,704	2,086	0,745	0,827
0,045	1,054	0,72	1,052	1,278
0,050	-0,9	-0,892	0,87	0,8456
0,052	-0,786	-0,738	0,6563	0,6619
0,056	-0,11	-0,14	0,4604	0,4649
0,060	0,402	0,398	0,4144	0,4126
0,066	0,982	0,982	0,4792	0,4798
0,070	1,242	1,246	0,5996	0,5994
0,076	1,29	1,28	0,95	0,9582
0,080	0,761	0,747	1,1518	1,1374
0,090	0,15	0,154	0,7948	0,8213
0,1	0,524	0,444	0,6802	0,6934
0,12	0,385	0,568	0,7916	0,7344
0,14	0,708	0,744	0,7466	0,7908
0,16	0,687	0,696	0,2342	1,2924
0,18	0,178	0,160	1,2310	1,2472
0,184	0,144	0,132	1,1574	1,1715
0,2	0,164	0,164	0,9435	0,953
0,22	0,226	0,23	0,8524	0,87
0,25	0,304	0,304	0,801	0,8244
0,3	0,338	0,315	0,8698	0,9115
0,35	0,342	0,32	0,8925	0,8935
0,4	0,312	0,31	0,8422	0,8122
0,45	0,365	0,36	0,8242	0,8065
0,5	0,39	0,39	0,8615	0,8402
0,6	0,434	0,435	1,122	1,1141
0,7	0,388	0,39	1,4882	1,4880
0,8	0,337	0,338	1,4988	1,4989
0,9	0,335	0,336	1,4268	1,4267
1,0	0,35	0,352	1,3295	1,3293

Таблица 2.6

## Экспериментальные значения входных параметров объекта 104164

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСм	$G_K$ , мСм
1	2	3	4	5
0,001000	184,5000	-9850,000	0,01200	3,20000
0,001400	185,2000	-4947,000	0,01840	2,60000
0,002000	187,2000	-1857,000	0,03030	2,20000
0,003000	193,1000	-829,0000	0,06900	1,84000
0,005000	214,5000	-271,0000	0,26000	1,34000
0,007000	258,6000	-112,4000	0,93620	1,04000
0,008000	297,7000	-71,40000	1,83000	0,94000
0,009000	359,0000	-43,30000	3,87000	0,87000
0,010000	462,2000	-22,30000	9,67000	0,82000
0,011000	791,0000	-6,820000	32,20000	0,78600
0,012000	-17,7000	5,270000	72,78000	0,76920
0,014000	-253,0000	23,67600	13,90000	0,77380
0,016000	-117,8000	36,70000	53,66000	0, 83600
0,018000	-59,2420	47,08000	3,14660	0,94600
0,020000	-29,4000	56,26000	2,30650	1,18350
0,025000	8,8200	79,34600	1,64050	2,52640
0,028000	21,3100	97,07000	1,65500	4,77400
0,030000	27,9300	111,6600	1,77750	7,99000
0,032000	34,1000	124,8700	2,01900	14,23000
0,035000	42,0100	100,7000	2,65550	34,20000
0,038000	49,7000	18,20000	3,58330	38,26000
0,040000	65,6000	-27,40000	4,59560	35,34000
0,045000	71,6580	-43,10000	10,59000	14,32000
0,050000	65,0600	-18,50000	27,57000	7,46880
0,055000	-5,7500	-2,684000	31,47000	5,77800
0,060000	-16,5000	7,000000	17,60000	6,27400
0,070000	0,7800	14,39000	11,51700	7,56100
0,080000	7,5700	21,30000	10,67000	12,74000
0,090000	9,3400	8,710000	15,84000	20,36300
0,095000	3,3480	0,340000	17,22870	18,18000
0,100000	-1,6300	-2,774000	15,14700	15,56000
0,120000	1,6500	1,668000	8,31320	8,28280
0,140000	6,2180	6,333000	7,66470	7,59400
0,160000	7,9200	8,088000	8,58560	8,49960
0,200000	8,3230	8,694000	9,60300	9,65240
0,250000	10,2540	10,26500	11,18000	11,89200
0,300000	8,4400	8,138000	15,73000	15,68000

1	2	3	4	5
0,400000	10,0400	10,00000	13,23000	10,59000
0,500000	13,7300	13,75000	14,64000	14,03000
0,700000	21,1300	20,20000	31,17000	34,51000
0,850000	23,2000	22,40000	19,90000	19,50000
1,200000	6,2400	7,700000	6,41000	6,40000

### 2.3. Программа расчета перенапряжений на изоляции электродвигателей

Программное обеспечение состояло из пяти подпрограмм [40].

Программа обработки исходных экспериментальных данных (L45PRT) предназначена для контроля: правильности ввода экспериментальных значений частотных характеристик входных параметров  $C_0$ ,  $C_K$ ,  $G_0$ ,  $G_K$  обмоток исследуемых электродвигателей, полученных с произвольным распределением по частоте; интерполяции исходных данных, позволяющая получить величины экспериментальных параметров для всех значений выбранной логарифмической шкалы частоты; построения таблиц и графиков экспериментальных и интерполированных значений частотных характеристик входных параметров обмоток; ввод-вывод частотных характеристик относится к базе данных.

Программа L45PRT является самостоятельной программой, обращение к которой осуществляется с помощью команд связи с оператором операционной системы ЭВМ. Эта программа использует два входных файла и может создавать один выходной файл. Для хранения и обработки экспериментальных данных в программе выполняется обращение к базе данных, из которой производится считывание информации, или напротив, занесение в нее данных.

Входной файл L45PRT.DAT содержит экспериментальные значения частотных характеристик входных проводимостей и емкостей объекта измерения (обмотки электродвигателя). Этот файл L45PRT.DAT служит для управления программой L45PRT.

Используемые подпрограммы:

L44DT – определяет и выводит дату и время выполнения расчетов;

L44BA – осуществляет связь и обмен информацией с базой данных;

L45SC – образует логарифмическую шкалу частот для интерполяции экспериментальных характеристик;

L45SPI – выполняет интерполяцию экспериментальных данных;

OUTF – выводит данные в выходной файл L45PRT. DAT;

TAB – выполняет построение таблицы экспериментальных и интерполированных данных;

L45GRP – выводит в графическом виде экспериментальные и интерполированные значения выходных параметров обмоток.

Программа расчетов параметров эквивалентных схем (L45PEQ) предназначена для расчета параметров эквивалентной схемы четырехполюсника по частотным зависимостям его входных емкостей и активных проводимостей  $C_0$ ,  $C_k$ ,  $G_0$ ,  $G_k$ . Она является самостоятельной программой, обращение к которой осуществляется с помощью команд связи с оператором операционной системы ЭВМ.

Программа L45PEQ использует два входных файла: L45PEQ. DAT и L45PRT. DAT (через подпрограмму L45CPS) и один выходной файл PARL. DAT.

Входной файл L45PEQ. DAT служит для управления работой программы L45PEQ. Выходной файл PARL. DAT содержит частотные зависимости параметров эквивалентной схемы. Здесь используются следующие подпрограммы:

L45NM – выводит имя работающей программы;

L44DT – определяет и выводит дату и время выполнения расчетов;

L44PBA – осуществляет обмен информацией с базой данных;

L45SC – определяет логарифмическую шкалу частот для интерполяции экспериментальных характеристик;

L45SPI – выполняет интерполяцию данных;

EDGE – выполняет обрезку характеристик для вывода на график;

L45CPS – выполняет расчет частотных зависимостей параметров эквивалентной схемы;

S78 – печатает число ячеек и продольную емкость;

DR – нормирует значения параметров для вывода на один график;

L45GRP – выводит графики модулей сопротивлений и параметров ячейки.



Программы расчета частотных характеристик входных параметров моделей обмоток (L45RKC) предназначена для расчета частотных характеристик входных проводимостей модели обмотки для режимов холостого хода  $C_0$  и  $G_0$  и короткого замыкания  $C_k$  и  $G_k$  по заданным значениям параметров ячейки модели обмотки. Она является самостоятельной программой, обращение к которой осуществляется с помощью команд связи с оператором операционной системы ЭВМ.

Программа L45RKC использует один входной файл L45RK. DAT и один выходной файл L45PRT. DAT (через подпрограмму OUTF).

Входной файл L45RK. DAT служит для управления работой программы L45RKC.

В этой программе используется подпрограмма OUTF, которая выводит частотные характеристики параметров модели в выходной файл L45PRT. DAT.

Программа расчета матрицы коэффициентов связи обмотки (L45MFCM. DAT) предназначена для расчета частотной характеристики матрицы коэффициентов связи обмотки и записи в выходной файл RRM. DAT результатов расчета.

Программа L45MFCM является самостоятельной программой, обращение к которой осуществляется с помощью команд связи с оператором операционной системы ЭВМ. Она использует пять входных файлов и один выходной. Входной файл PARL. DAT содержит исходные данные для работы программы L45MFCM и предполагается быть записанным после работы программы L45PEQ. Входной файл L45PRT. DAT, содержащий исходные данные для выполнения всего комплекса программ, описан ранее. Входной файл PARL1. DAT используется только при расчете с постоянными параметрами. Входной файл FG. DAT используется только при расчете со специально заданной шкалой. Входной файл L45MFCM. DAT служит для управления работой программы L45MFCM.

Выходной файл RRM. DAT содержит частотную характеристику матрицы коэффициентов связи обмотки. В нем используются следующие подпрограммы:

L44DT – определяет и выводит дату и время выполнения расчетов;

L43OBR – выполняет обращение комплексной квадратной матрицы.

Программа расчета переходного процесса с помощью интеграла Фурье (L43INGM) предназначена для численного обращения преоб-

разования Фурье функции, заданной таблицей значений в точках с произвольным шагом по частоте, вывода графиков частотных характеристик и временных зависимостей напряжений в узлах эквивалентной схемы расчета и вывода графиков временных зависимостей межузловых напряжений эквивалентной схемы, записи в файл L43OSC. DAT временных зависимостей напряжений в узлах эквивалентной схемы для сравнения с осциллограммами напряжений в точках обмотки электродвигателей.

Программа L43INGM является самостоятельной программой, обращение к которой осуществляется с помощью команд связи с оператором операционной системы ЭВМ. Она использует два входных файла и один выходной.

Входной файл RRM. DAT содержит исходные данные для работы программы L43INGM, в виде частотной характеристики матрицы коэффициентов связи обмотки (предполагается быть записанным после работы программы L45MFCM).

Входной файл L43ING. DAT служит для управления работой программы L43INGM.

Входной файл L43OSC. DAT заполняется программой и служит для дальнейшего сопоставления результатов расчетов с имеющимися осциллограммами напряжений в точках обмотки исследуемого объекта.

Здесь используются подпрограммы:

L43INE – осуществляет ввод параметров экспонент, дающих аналитическое описание импульса внешнего воздействия;

L41EF – определяет частотную характеристику импульса, представленного суммой экспонент;

L41INT – реализует алгоритм обратного преобразования Фурье;

L45GRP – выполняет графическое построение и вывод в табличной форме частотных характеристик входных параметров обмотки электродвигателей;

L41PY – выполняет графическое построение и вывод в табличной форме временных зависимостей напряжений в узлах эквивалентной схемы;

L44DT – определяет и выводит дату и время выполнения расчетов.

## **2.4. Методика исследования внутренних перенапряжений на изоляции электродвигателей**

Характеристики внутренних перенапряжений зависят от большого числа факторов. Часть из этих факторов представляет собой случайную величину, изменяющуюся от коммутации к коммутации и от режима сети до нового режима. Сюда относятся мгновенные значения рабочего напряжения на емкости или тока в индуктивности в момент коммутации, предвключенная реактивность питающего источника, число отходящих линий, общая протяженность сети и т.д. Учесть эти факторы с их взаимосвязью при математическом или лабораторном моделировании удастся лишь с некоторым приближением. Во многих случаях практически отсутствуют законы распределения той или иной случайной величины и вид корреляционной связи между этими случайными событиями. По этой причине при моделировании переходного процесса расчетные гипотезы, позволяющие прогнозировать незаниженный уровень перенапряжений, не отражают многообразия реальных условий, что ведет к неоптимальным технико-экономическим решениям. Это подтвердилось опытом проектирования многих электротехнических объектов.

Исследования внутренних перенапряжений, возникающих на изоляции электродвигателей, выполняются с помощью расчетов на ЭВМ или АВМ, лабораторных моделей, путем непосредственных измерений в действующих энергосистемах и анализа опыта эксплуатации.

Существенную трудность при моделировании коммутационных перенапряжений представляет правильное воспроизведение в модели таких нелинейных процессов, как насыщение стальных сердечников питающих силовых трансформаторов и электрических машин, короны на проводах и изменение сопротивлений линий для токов нулевой последовательности и токов уравновешенных составляющих при различных частотах. Эти нелинейные процессы не поддаются моделированию на низковольтных моделях с сохранением физического подобия, поэтому приходится использовать специальные схемы замещения, вплоть до использования электронных схем аналоговой вычислительной техники для обеспечения достаточной точности учета таких процессов. Это в значительной мере снижает достоинства модели, как простого и наглядного инструмента исследований и побуждает отдать предпочтение цифровой вычислительной технике. Однако и

переход к решению задач определения характеристик перенапряжений на ЭВМ не снимает полностью всех технических трудностей. Конечной целью исследований обычно является не расчет одного переходного процесса при заданных исходных данных, а определение статистического распределения возможных в процессе эксплуатации амплитуд перенапряжений с учетом статистической вариации параметров сети и условий развития данного вида перенапряжений, а также одновременного учета всех отмеченных выше нелинейных факторов.

Реализация программы, удовлетворяющей одновременно всем перечисленным требованиям и обладающей достаточной точностью при приемлемом времени счета, еще не может рассматриваться как решенная задача. В некоторых зарубежных публикациях высказывается мнение, что оптимальным средством решения такой задачи будет сочетание физической модели и цифровой вычислительной машины, причем ЭВМ предназначается для подготовки исходных данных, управления ходом процесса в модели, коррекции его параметров и обработки результатов измерений на модели.

При моделировании квазистационарных перенапряжений на промышленной частоте линии длиной до 250–300 км обычно моделируются единственным  $L$ - $C$  звеном. Для анализа коммутационных перенапряжений, имеющих частоты приблизительно на порядок выше промышленной частоты, пропорционально сокращается и длина отрезка линии, моделируемого одним звеном. Модель линии приобретает при этом вид цепной схемы из последовательно соединенных  $L$ - $C$  звеньев, каждое из которых замещает несколько десятков километров линии.

Уже из приведенного примера различия схем замещения линии, видны технические трудности создания универсальной модели сети, способной достаточно детально воспроизводить все виды перенапряжений. Поэтому получили преимущественное развитие специализированные модели, предназначенные для анализа лишь одного из видов перенапряжений: квазистационарных, коммутационных или феррорезонансных.

Модель – так называемый “расчетный стол переменного тока” – позволяет анализировать величину квазистационарных перенапряжений в различных режимах сети или ее элементов.

Анализаторы переходных процессов специализированы на исследовании коммутационных перенапряжений. Помимо более широких частотных характеристик элементов модели и измерительного комп-

лекса они отличаются наличием специальных устройств, позволяющих мгновенно замыкать или размыкать части схемы в заданную фазу напряжения или тока промышленной частоты. Варьируя в соответствии с известным законом распределения фаз включения или отключения выключателя моменты коммутации модели, можно получить распределение амплитуд перенапряжения для рассматриваемого вида коммутации.

Третий вид модели – АГП – в основном служит для исследования грозовых перенапряжений. Однако он используется и для решения ряда задач прогнозирования уровня внутренних перенапряжений, например, перенапряжений при включении электродвигателей и при коммутациях коротких ненагруженных участков сети.

Широкое распространение получила методика непосредственных измерений перенапряжений в действующих сетях. Перенапряжения в действующей сети вызываются искусственно путем проведения специальных опытов, либо регистрируются автоматически в эксплуатации объекта. В данной работе главным образом используется автоматическая регистрация и расчеты на ЭВМ.

В случае необходимости привлекаются результаты специальных опытов. И, наконец, критерием правильности расчетной методики и непосредственных измерений в действующих сетях является опыт эксплуатации.

Величина внутренних перенапряжений может быть отнесена к амплитуде номинального фазного напряжения  $U_{\text{нф}}$ , амплитуде максимального рабочего напряжения  $U_{\text{мр}}$ , либо к средней величине рабочего фазного напряжения  $U_{\text{ср}}$  в данной точке сети.

При исследовании перенапряжений в эксплуатации, определение кратности перенапряжений по отношению к  $U_{\text{ср}}$  имеет определенные преимущества по сравнению с другими методами. Усреднение рабочего фазного напряжения производится следующим образом. На фотопленке в течение достаточно большого времени (например, в течение 2–3 месяцев) дежурный персонал объекта производит запись кривых нормального рабочего напряжения. По этим контрольным осциллограммам измерялись амплитуды отклонения лучей под действием рабочего фазного напряжения и проводилось усреднение измеренных значений для фазы в отдельности. Эта усредненная величина в дальнейшем принималась за базисную.

При определении кратности по отношению к  $U_{\text{ср}}$  исключается влияние на ее величину систематических отклонений рабочего напря-

жения в исследуемой точке сети от номинального значения, которые, вообще говоря, находятся под контролем диспетчера системы и не представляют интереса при определении статистических характеристик перенапряжений.

Полученные таким образом кратности перенапряжений позволяют определить требования к изоляции электрооборудования подстанций и линий. При этом необходимо учитывать, что в эксплуатации на изоляцию может воздействовать напряжение рабочей частоты больше  $U_{\text{ср}}$ . По нормам, принятым в стране, длительно допустимое наибольшее рабочее напряжение для сетей 6 и 10 кВ составляет  $U_{\text{мр}} = 1,20 U_{\text{н}}$ . Поэтому при оценке максимальных перенапряжений, воздействующих на фазную изоляцию, необходимо полученные значения кратностей умножить на  $U_{\text{мр}}/\sqrt{3}$ .

Для дальнейшей обработки полученной информации представляется необходимым установить основные свойства потока перенапряжений. Первым свойством потока перенапряжений является ординарность, под которой понимается малая вероятность возникновения в течение короткого отрезка времени двух или более перенапряжений. Это свойство вытекает из самого способа определения перенапряжения, принятого в стране и за рубежом. Практически во всех работах по перенапряжениям из нескольких повышенных амплитуд напряжений в переходном процессе, выбирается случай с наибольшей амплитудой, который считается одним случаем перенапряжения.

Вторым свойством потока перенапряжений является отсутствие последствия, то есть отсутствие влияния возникновения или не возникновения предыдущих событий на вероятность возникновения последующих. Строго говоря, это свойство потока перенапряжений выполняется не всегда. Так, например, отключение линии после короткого замыкания обязательно повлечет ее повторное включение после паузы АПВ. Однако для оценки числа возникновения перенапряжений с амплитудой, больше заданной, столь малые интервалы времени (доли секунды или несколько секунд) не представляют интереса; имеют значения большие интервалы времени, например, месяцы или годы. Как известно, из математической статистики, признаком отсутствия последствия является показательный закон распределения интервалов времени между парами последовательных событий – перенапряжений. Такая проверка проводилась для сетей 6 и 10 кВ. Так, на-

пример, на одной из подстанций 6 кВ Ленэнерго, выборка значений интервалов времени (в днях), между парами случаев возникновения перенапряжений с кратностью выше 1,35, составляет  $\Delta t = 12, 12, 1, 19, 1, 50, 1, 23, 40, 12, 37, 13, 1, 26, 1, 42, 32, 3, 1, 23, 29, 8, 2, 50, 36, 26, 8, 9, 97, 1, 1$  и 1 суток. Проверка показала, что эта выборка удовлетворительно аппроксимируется показательным законом  $P(\Delta t) = 1 - \exp(-\Delta t)$ . Другим доказательством такой зависимости может служить тот факт, что среднее значение ( $\overline{\Delta t} = 19$  суток) близко к стандартному отклонению ( $\sigma = 18$  суток). Аналогичные проверки для линий электрических машин и трансформаторов подтвердили гипотезу о показательности распределения.

Поток перенапряжений, вообще говоря, должен иметь различную интенсивность в зависимости: от графика режима сети, метеоусловий, плана профилактических и ремонтных работ и т. д. Эти факторы, как правило, имеют годовую цикличность и по-видимому следует ожидать различную интенсивность потока перенапряжений в различные времена года, например, зимний (с 15.X по 15.IV) и летний (с 15.IV по 15.X) периоды. Однако, проверка этой гипотезы для различных объектов (подстанций, линий, трансформаторов, электрических машин) показала ее несостоятельность, поток перенапряжений в летний и зимний периоды имеет одинаковую интенсивность. Это объясняется тем, что на одних объектах, например, подстанциях перенапряжения возникают чаще летом – при грозах и в периоды плановых ремонтов, на других наоборот, зимой – при отключениях линий, связанных с гололедом и пляской проводов. Поэтому при усреднении перенапряжений связью интенсивности потока перенапряжений и временами года можно пренебречь.

Кроме того, следует иметь в виду, что в передачах переменного тока поток перенапряжений возникает не на одной фазе, а одновременно на трех фазах. Некоторые исследователи считают, что из перенапряжений, возникающих на трех фазах, необходимо выбрать случаи с наибольшей амплитудой (кратностью), другие считают, что необходимо рассматривать перенапряжения на всех фазах. В последнем случае перенапряжения на каждой из фаз считаются взаимонезависимыми. В России и ряде других стран принято учитывать перенапряжения на трех фазах. При этом все эти перенапряжения считаются независимыми и представляющими единую генеральную совокупность.

Таким образом, внутренние перенапряжения в конкретной точке сети имеют ординарный и стационарный поток без последствий, который в статистике называют простейшим Пуассоновским потоком. Для последнего свойственна пропорциональность математического ожидания числа событий (перенапряжений) длительности временного интервала, на котором они ожидаются. Кроме того, Пуассоновскому потоку свойственна равнозначность усреднения статистических рядов, полученных при одновременной регистрации в различных точках, имеющих одинаковую интенсивность потоков. Эти свойства простейшего Пуассоновского потока позволяют сделать следующие выводы. Если за время  $\tau$  лет зарегистрировано число  $N_{K\tau}$  перенапряжений, превышающих заданную кратность  $K$ , среднегодовое количество таких перенапряжений можно определить как:  $N_{K\Gamma} = (365/\tau) \cdot N_{K\tau}$ . Поскольку  $N_{K\tau}$  распределено по закону Пуассона, среднеквадратичное отклонение этой оценки будет  $\sigma_N = 365\sqrt{N_{K\tau}/\tau}$ , т.е. точность оценки  $N_{K\tau}$  пропорциональна корню квадратному из  $\tau$ , независимо от того, непрерывно или с перерывом ведется регистрация перенапряжений.

Точность оценки можно повысить не только путем увеличения времени регистрации  $\tau$  в одной точке сети, но и увеличением точек регистрации перенапряжений в сети, если считать что интенсивность потоков перенапряжений в этих точках одинакова. При этих условиях

$$N_{K\Gamma} = \left( 365 / \sum \tau_i \right) \cdot \sum N_{Ki}, \text{ где } \tau_i - \text{длительность регистрации перенапряжений в } i\text{-ой точке, } N_{Ki} - \text{зарегистрированное в этой точке количество перенапряжений.}$$

При использовании последней формулы необходимо иметь в виду, что конечной целью исследования перенапряжений является координация изоляции. При существующем стандарте нет возможности выбирать изоляцию для каждой точки сети. Поэтому необходимо тщательно сгруппировать такие точки сети, в которых электрооборудование будет работать приблизительно в одинаковых условиях. При этом потоки перенапряжений для каждой точки в группе должны быть проверены на однородность. После получения генеральной совокупности годового количества перенапряжений с кратностью равной или больше заданной методом наименьших квадратов выбирается эмпирическая зависимость  $N_{K\Gamma}$ , наилучшим образом аппроксимирующая опытные данные. В частности, если эта зависимость имеет вид:  $N_{K\Gamma} = a \cdot \exp(-A(K - C))$ , то для экстраполяции полученных



результатов и области больших кратностей перенапряжений  $K_\tau$  можно использовать зависимость:

$$K_\tau = C + 1/A \cdot \ln a \tau.$$

Параметры  $A$ ,  $a$  и  $C$  определяют погрешность в оценке величины  $N_{K\Gamma}$ :

$$\sigma_{K\Gamma}^2 = \left( \frac{\partial K_\tau}{\partial A} \right)^2 \cdot S_A^2 + \left( \frac{\partial K_\tau}{\partial a} \right)^2 \cdot S_a^2 + 2 \cdot \left( \frac{\partial K_\tau}{\partial A} \right) \cdot \left( \frac{\partial K_\tau}{\partial a} \right) \cdot \text{cov}(a, A),$$

где  $\text{cov}(a, A)$  – коэффициент ковариации параметров  $A$  и  $a$ .

Как показали специальные исследования для дуговых, феррорезонансных и коммутационных перенапряжений, возникающих в сетях 6 и 10 кВ, корреляционная связь между параметрами  $A$  и  $a$  практически отсутствует, поэтому коэффициент ковариации можно принять равным нулю. С учетом этого обстоятельства величина стандарта отклонения в оценке  $K_\tau$  равна

$$\sigma_{K\tau} = \sqrt{\left( \frac{\ln a \tau}{A^2} \right)^2 \cdot S_A^2 + \frac{S_a^2}{A^2 a^2}}.$$

Далее при выбранной надежности определяются границы доверительного интервала для оценки  $K_\tau$ .

Расчет внутренних перенапряжений выполняется по различным методикам в зависимости от класса напряжения. Так, например, в сетях ВН и СВН дуговые перенапряжения не возникают. Наоборот, для сетей 6 и 10 кВ наряду с коммутационными и феррорезонансными, важное значение имеют дуговые перенапряжения.

Ниже в качестве примера вкратце рассмотрим методику расчета перенапряжений в сетях 6 и 10 кВ.

Расчетная схема сети представлена на рис. 2.4. Здесь  $E$  – источник неизменной э.д.с. сети ВН,  $T_1$  – питающий трансформатор напряжением (35–220)/(6–10) кВ.

От сборных шин питаются трансформатор  $T_2$  и двигательная нагрузка  $D_1$  и  $D_2$ , условно разделенная на две части:  $D_1$  – суммарная двигательная нагрузка, объединенная в один эквивалентный двигатель,  $D_2$  – двигатель отдельного коммутируемого присоединения. Мощность отдельных двигателей варьировалась в широких пределах.

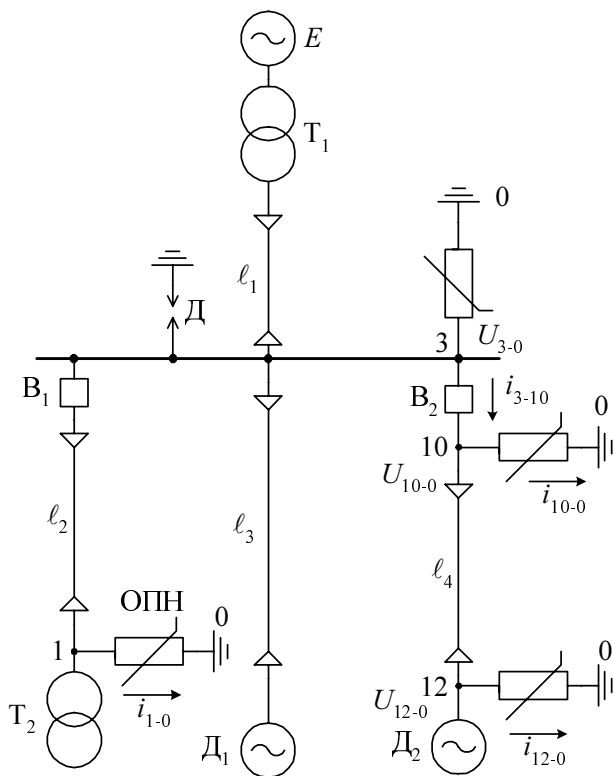


Рис. 2.4. Расчетная схема сети 6 и 10 кВ для определения внутренних пере-  
напряжений

Длина кабелей присоединений с двигателями  $\ell_3, \ell_4$  принималась равной  $\ell=10\text{--}3500$  м, длина кабелей от трансформатора  $T_1$  до сборных шин принималась равной  $\ell_1=50\text{--}500$  м.

Возможные места установки ОПН показаны на рис. 2.4. Вольтамперные характеристики их даны, например, в [89, 94].

Погонные параметры трехфазных кабелей 6 и 10 кВ для среднего сечения  $S=150\text{--}720$  мм<sup>2</sup> имеют соответственно погонные активное, индуктивное сопротивления и емкости прямой и нулевой последовательностей:  $r_0=0,3$  Ом/км;  $X_0=0,08$  Ом/км;  $C_1=0,392$  мкФ/км;  $C_0=0,125$  мкФ/км.

Кроме указанных элементов, в расчетной схеме рис. 2.4 имелись выключатели В<sub>1</sub> и В<sub>2</sub> и узел (Д) с возможностью имитации дугового замыкания на землю или коммутацию.

Схемы замещения основных элементов сети показаны на рис. 2.5 и 2.6. Узел, моделирующий блок э.д.с. – трансформатор или двигатель, показан на рис. 2.5. В первом случае индуктивность  $L$  представляет собой индуктивность рассеяния трансформатора по прямой последовательности и  $L_N$  моделирует дугогасящий реактор, а во втором,  $L-L''_d$ , т.е. для модели двигателя в качестве индуктивности  $L''_d$  задается сверхпереходная индуктивность (для изолированной нейтрали  $L_N \rightarrow \infty$ ). При заторможенном двигателе э.д.с.

$$e_a = e_b = e_c = 0.$$

На рис. 2.6 представлена схема замещения кабеля – трехфазная “Т”-схема, которая использовалась в качестве моделей кабельных линий  $\ell_1$ – $\ell_4$ .

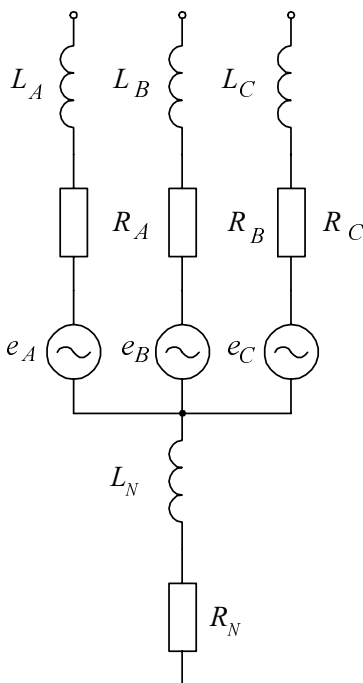


Рис. 2.5. Схема замещения блока. ЭДС – трансформатор или электродвигатель 6 и 10 кВ

Нелинейные ограничители (ОПН) представлены в виде активных трехфазных нелинейных сопротивлений с характеристиками, близкими к реальным.

Модели трехфазных выключателей допускают пофазное управление моментами включения и отключения, причем последняя операция может осуществляться со срезом тока.

Модель дугового замыкания представляет собой коммутатор, замыкающий фазу на землю при заданном мгновенном значении пробивного напряжения на ней ( $U_{пр}$ ) и обрывающий ток после его возникновения (при нулевом мгновенном значении) через заданное время ( $t_d$ ).

Схема замещения сети (рис. 2.4) состоит из указанных элементов. Расчеты переходных процессов в ней осуществлялись на персональной ЭВМ типа IBM PC с помощью программного комплекса “Triada”, разработанного на кафедре “Электрические системы и сети” Санкт-Петербургского государственного технического университета под руководством профессора Г. А. Евдокунина. Комплекс дает возможность работать непосредственно со схемой замещения, формируемой из описанных выше элементов и изображаемой на экране дисплея.

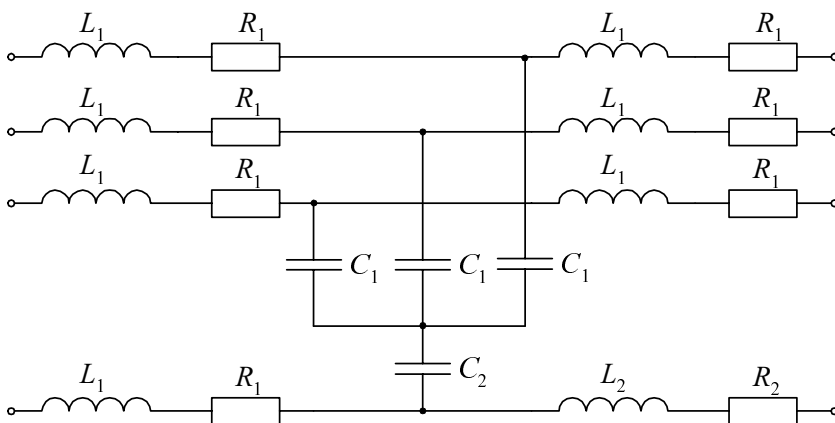


Рис. 2.6. Схема замещения трехфазных кабельных линий

## ИМПУЛЬСНЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ НА ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

### 3.1. Предварительная обработка экспериментальных данных

Импульсные воздействия на обмотки высоковольтных электродвигателей, вызываемые коммутационными операциями с помощью вакуумных выключателей, а также близкими ударами молнии, могут иметь крутизну фронта до нескольких десятых долей микросекунды и соответственно высокие эквивалентные частоты их спектральной плотности (до нескольких мегагерц). Как отмечалось выше, воздействия таких перенапряжений представляют наибольшую опасность для витковой изоляции обмоток. Поэтому в качестве одного из воздействий при расчетах был принят импульс, близкий к прямоугольному, а именно импульс с длительностью фронта 0,15 мкс и длительностью волны 2000 мкс.

Эквивалентные частоты высокочастотного переходного процесса, вызванного воздействием импульса с такими параметрами на обмотку, могут достигать величины порядка 10 МГц. Для моделирования этого процесса с помощью частотного метода необходимо располагать частотными характеристиками обмотки электродвигателя, определенными в этом диапазоне.

Экспериментальные частотные характеристики исследуемых электродвигателей, из-за ограниченных возможностей имеющегося комплекта измерительной аппаратуры, получены в диапазоне от 1 кГц, до 1,4 МГц (см. гл. 2). Такой диапазон не позволяет выполнить с достаточной точностью расчет перенапряжений, которые могут иметь место при воздействии на обмотки указанного импульса. Расширение диапазона частотных характеристик входных проводимостей обмоток в сторону более высоких частот, может быть однако выполнено расчетным путем на основании следующих соображений.

Параметры модели, принятой для расчета перенапряжений в обмотках электродвигателей, имеют различные значения для каждой частоты рассматриваемого диапазона, что обеспечивает хорошую точность моделирования в широком диапазоне частот. Тем не менее, в ограниченном частотном диапазоне, удовлетворительные результаты

дают модели с постоянными параметрами. Поэтому можно ожидать, особенно с учетом фильтрующих свойств обмотки в области частот, измеряемых единицами мегагерц, что модель, параметры которой определены по входным проводимостям обмотки для одной из наиболее высоких частот выполненных измерений, будет адекватно отображать процессы при некотором повышении спектра частот воздействующего импульса.

Тогда, задавшись параметрами ячейки модели, полученными из расчета, выполненного для одной из последних частот экспериментального диапазона, и считая эти параметры постоянными для более высоких частот, можно определить входные проводимости  $Y_0$  и  $Y_K$  модели обмотки для каждой из частот расширенного диапазона. Такая задача может быть решена с помощью зависимостей, полученных в [40]. Входные проводимости  $Y_0$  и  $Y_K$  при этом определяются:

В режиме холостого хода:

$$Y_0 = G_0 + j\omega C_0 = \frac{(0,25zys_1 + s_1)y}{0,5zys_1 + s_2}; \quad (3.1)$$

в режиме короткого замыкания

$$Y_K = G_K + j\omega C_K = \frac{0,5zys_1 + s_2}{zs_1}; \quad (3.2)$$

$$\text{где } S_1 = \sum_{i=1}^n C_{i+n-1}^{2i-1} Z^{i-1} Y^{i-1}; \quad (3.3)$$

$$S_2 = \sum_{i=1}^n C_{i+n-2}^{2i-2} Z^{i-1} Y^{i-1}; \quad (3.4)$$

$$C_v^u = \frac{u!}{v!(u-v)!}; \quad (3.5)$$

$$Y = G + j\omega C; \quad (3.6)$$

$$Z = \frac{j\omega RL}{R + j\omega L}; \quad (3.7)$$

$R, L, C, G$  – постоянные параметры ячейки модели вида (рис. 2.2).

Результаты расчета входных емкостей и проводимостей для всех имеющихся двигателей при частотах выше 1,5 МГц приведены в табл. 3.1–3.5.

Таблица 3.1

**Результаты расчета входных параметров объекта 116126**

(число ячеек  $N=12$ ; исходная частота  $F_0=1,4$  МГц; параметры ячейки

$R=0,1557$  кОм;  $L=0,0396$  мГн;  $C=0,8614$  нФ;  $G=-10,068$  мСим)

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСим	$G_K$ , мСим
1,400000	0,746196	0,715733	3,130262	3,003827
1,600000	0,661466	0,661076	2,815469	2,797639
2,000000	0,577994	0,577993	2,425132	2,429861
2,500001	0,524383	0,524378	2,123150	2,122911
3,000000	0,495406	0,495407	1,929468	1,929385
4,000001	0,466859	0,466860	1,712150	1,712105
5,000000	0,453766	0,453766	1,601858	1,601877
6,000000	0,446689	0,446689	1,539142	1,539132
7,000000	0,442435	0,442435	1,500285	1,500275
9,000001	0,437790	0,437791	1,456900	1,456921
10,000000	0,436441	0,436441	1,444066	1,444066

Таблица 3.2

**Результаты расчета входных параметров объекта 157484**

(число ячеек  $N=14$ ; исходная частота  $F_0=1,4$  МГц; параметры ячейки

$R=0,1551$  кОм;  $L=0,0093$  мГн;  $C=2,3794$  нФ;  $G=-8,0384$  мСим)

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСим	$G_K$ , мСим
1,400	0,7457	0,6211	10,4940	14,0001
2,000	0,6882	0,6741	8,2810	8,4030
3,000	0,9271	0,9271	4,5199	4,5198
5,000	1,1002	1,1002	3,1139	3,1139
7,000	1,1465	1,1465	2,8043	2,8044
10,000	1,1707	1,1707	2,6509	2,6507

Таблица 3.3

**Результаты расчета входных параметров объекта 163006**

(число ячеек  $N=30$ ; исходная частота  $F_0=1,4$  МГц; параметры ячейки  
 $R=0,0317$  кОм;  $L=0,0019$  мГн;  $C=1,6754$  нФ;  $G=-3,4026$  мСим)

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСим	$G_K$ , мСим
1,400000	1,277647	1,242046	30,229639	27,616062
1,600000	1,127266	1,176937	25,333141	32,482952
2,000000	0,336680	2,140144	22,243389	33,576710
2,500000	2,018600	0,444276	75,711029	10,134205
3,000000	1,470691	0,773190	0,999969	35,528191
4,000000	0,563215	0,985052	42,662273	12,166732
5,000000	0,991859	0,855404	24,132729	27,251789
6,000000	0,925159	0,942352	25,552860	24,795221
7,000000	0,962339	0,942077	24,518913	24,928930
9,000000	0,957239	0,957032	24,139311	24,123072
10,000000	0,962237	0,962301	23,939837	23,934643

Таблица 3.4

**Результаты расчета входных параметров объекта 150060**

(число ячеек  $N=15$ ; исходная частота  $F_0=1,2$  МГц; параметры ячейки  
 $R=0,3370$  кОм;  $L=0,1125$  мГн;  $C=0,3730$  нФ;  $G=-4,9272$  мСим)

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСим	$G_K$ , мСим
1,200000	0,372055	0,411718	1,230362	1,213512
1,400000	0,361030	0,344274	1,060518	1,059314
1,600000	0,324766	0,330244	0,944687	0,920513
2,000000	0,298434	0,298767	0,753244	0,754652
2,500001	0,280630	0,280588	0,619118	0,619010
3,000000	0,271025	0,271021	0,537883	0,537936
4,000001	0,261606	0,261607	0,451108	0,451108
5,000000	0,257277	0,257277	0,408731	0,408749
6,000000	0,254930	0,254930	0,385108	0,385088
7,000000	0,253516	0,253516	0,370651	0,370693
9,000001	0,251969	0,251969	0,354631	0,354609
10,000000	0,251519	0,251519	0,349888	0,349888



**Результаты расчета входных параметров объекта 104164**

(число ячеек  $N=28$ ; исходная частота  $F_0=1,4$  МГц; параметры ячейки  $R=0,0212$  кОм;  $L=0,0115$  мГн;  $C=0,4514$  нФ;  $G=-8,5864$  мСим)

$F$ , МГц	$C_0$ , нФ	$C_K$ , нФ	$G_0$ , мСим	$G_K$ , мСим
1,200000	6,2400	7,700000	6,41000	6,40000
1,400000	2,0000	2,540000	6,41000	6,40000
1,600000	1,908405	2,062992	6,510274	6,975261
2,000000	1,605736	1,621166	7,371604	7,555463
2,500000	1,321959	1,322910	8,446692	8,477057
3,000000	1,131997	1,131901	9,469902	9,484937
4,000000	0,898529	0,898724	11,426429	11,426833
5,000000	0,761321	0,761332	13,207936	13,207821
6,000000	0,670724	0,670716	14,821830	14,817737
7,000000	0,606230	0,606244	16,283026	16,279276
9,000000	0,520056	0,520072	18,832596	18,831982
10,000000	0,489681	0,489688	19,953726	19,956945

### 3.2. Результаты расчета распределения напряжений по обмоткам электродвигателей

В работе рассматривается наиболее типичный случай воздействия коммутационного напряжения на обмотку высоковольтного электродвигателя – приход волны перенапряжения на одну фазу. Эквивалентная схема обмотки двигателя, соответствующая такому режиму воздействия коммутационного перенапряжения, представлена на рис. 3.1. Начала двух других фаз можно считать заземленными, так как они присоединены к кабельным перемычкам, обладающим относительно низким волновым сопротивлением.

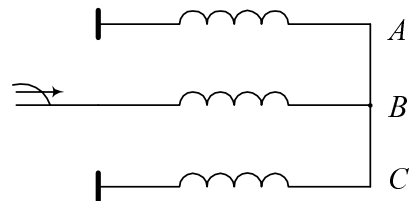


Рис. 3.1. Эквивалентная схема воздействия импульса коммутационного перенапряжения на одну фазу обмотки

Таким образом, эквивалентную схему обмотки двигателя в рассматриваемом случае можно представить как модель одной фазы, нагруженной на половину волнового сопротивления фазы обмотки или на удвоенную частотную характеристику входной проводимости обмотки для режима короткого замыкания.

Предвключенное сопротивление при выполнении расчетов принималось близким к нулю (0,0001 кОм). Число ячеек эквивалентной схемы замещения обмотки задавалось равным числу катушек в ветви фазы обмотки. Для двигателей с числом катушек в фазе более 30 одна ячейка соответствовала двум или трем катушкам. Расчеты выполнялись при импульсах вида:

$$U = U_M (e^{\alpha_1} - e^{\alpha_2}), \quad (3.8)$$

Использовались импульсы с параметрами:  $U_M=1$ ;  $\alpha_1=0,0001$ ;  $\alpha_2=10$ , которые близки к прямоугольному. В дальнейшем они обозначаются как импульсы с фронтом 0,15 мкс.

Расчетные временные зависимости напряжений в узлах эквивалентной схемы для исследуемых двигателей, представлены на рис. 3.2–3.6. Аналогичные зависимости для межузловых напряжений представлены на рис. 3.7–3.11.

Результаты расчетов максимальных перенапряжений на ячейках эквивалентной схемы при изменении фронта воздействующего импульса от 0,15 мкс до 4,5 мкс, сведены в табл. 3.6–3.8.

Все расчеты выполнялись при частотных характеристиках (ЧХ) двигателей, продленных до 10 МГц. Для того, чтобы убедиться в необходимости такого продления ЧХ, были проведены расчеты для двигателя с кодом 116126 по экспериментальной ЧХ (до 1,5 МГц) и ЧХ, укороченной до 0,5 МГц. Расчетные временные зависимости напряжений в узлах эквивалентной схемы для двигателя 116126 при этих ЧХ представлены на рис. 3.12 и 3.13. Аналогичные зависимости для межузловых напряжений представлены на рис. 3.14 и 3.15.

Для удобства сравнения максимальных перенапряжений на ячейках при различных конечных частотах расчетов составлена табл. 3.9.

Таким образом, можно сделать вывод, что при расчетах по укороченной и экспериментальной ЧХ, значения максимальных перенапряжений на ячейку получаются заниженными по сравнению со значениями, полученными при расчете по ЧХ, продленной до 10 МГц.

Таблица 3.6

**Результаты расчета максимальных перенапряжений при  $\tau_{\phi}=0,15$  мкс**

код машины	$U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	$N_{\text{к}}$	$N_{\text{в}}$	$U_{\text{max}}^*$	$K_{\text{п}}$	$U_{\text{исп}}, \text{кВ}$	$U_{\text{р.исп}}, \text{кВ}$
116126	6,0	1	6	0,897	0,149	1,400	0,725
157484	6,3	2	4	0,901	0,113	1,400	0,761
163006	6,3	1	3	0,266	0,089	1,400	0,761
150060	6,0	2	11	0,968	0,044	0,818	0,424
104164	10,0	2	14	0,250	0,009	0,857	0,439

Примечание:  $N_{\text{к}}$  – число катушек в расчетной ячейке;  $N_{\text{в}}$  – число витков в катушке;  $U_{\text{max}}^*$  – максимальное перенапряжение на ячейку (отн. ед.);  $K_{\text{п}}$  – коэффициент передачи для виткового перенапряжения;  $U_{\text{исп}}$  – амплитуда испытательного напряжения на виток на последней “операции”;  $U_{\text{р.исп}}$  – расчетная амплитуда испытательного напряжения в эксплуатации.

Таблица 3.7

**Результаты расчета максимальных перенапряжений при  $\tau_{\phi}=1,5$  мкс**

код машины	$U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	$N_{\text{к}}$	$N_{\text{в}}$	$U_{\text{max}}^*$	$K_{\text{п}}$	$U_{\text{исп}}, \text{кВ}$	$U_{\text{р.исп}}, \text{кВ}$
116126	6,0	1	6	0,448	0,075	1,400	0,725
157484	6,3	2	4	0,503	0,063	1,400	0,761
163006	6,3	1	3	0,133	0,044	1,400	0,761
150060	6,0	2	11	0,654	0,030	0,818	0,424
104164	10,0	2	14	0,171	0,006	0,857	0,439

Таблица 3.8

**Результаты расчета максимальных перенапряжений при  $\tau_{\phi}=4,5$  мкс**

код машины	$U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	$N_{\text{к}}$	$N_{\text{в}}$	$U_{\text{max}}^*$	$K_{\text{п}}$	$U_{\text{исп}}, \text{кВ}$	$U_{\text{р.исп}}, \text{кВ}$
116126	6,0	1	6	0,372	0,062	1,400	0,725
157484	6,3	2	4	0,419	0,052	1,400	0,761
163006	6,3	1	3	0,111	0,037	1,400	0,761
150060	6,0	2	11	0,560	0,025	0,818	0,424
104164	10,0	2	14	0,147	0,005	0,857	0,439

Таблица 3.9

**Результаты расчета перенапряжений в зависимости от частот**

код машины	$U_{ном}$ , кВ	$F_{max}$ , МГц	$U_{уст}$ , кВ	$\phi$ , мкс	$U^*_{max}$
116126	6	0,5	1,400	0,15	0,427
				1,5	0,377
				4,5	0,333
116126	6	1,5	1,400	0,15	0,685
				1,5	0,437
				4,5	0,367
116126	6	10	1,400	0,15	0,897
				1,5	0,448
				4,5	0,372

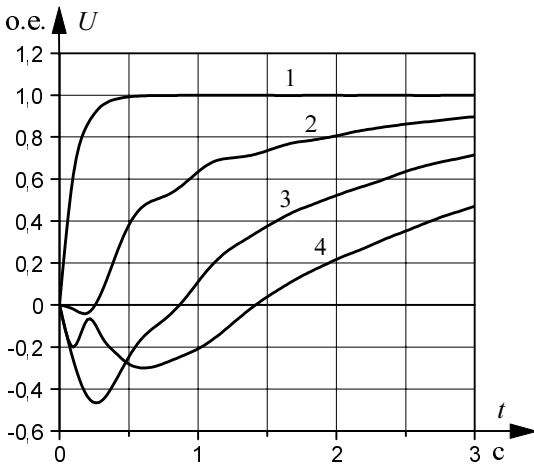


Рис. 3.2. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6УЗ (код 116126)

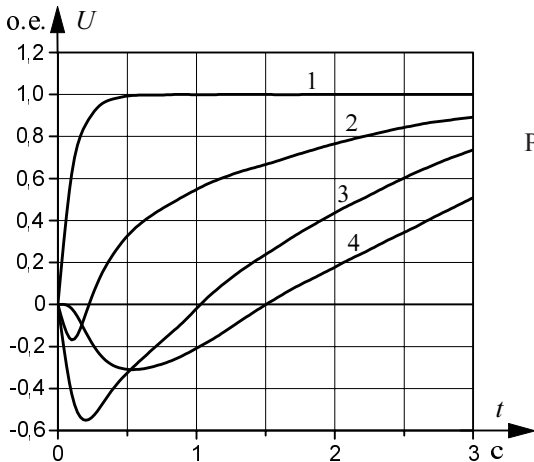


Рис. 3.3. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СГДС 15-74-8МУХЛ4 (код 157484)

Рис. 3.4. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СБГД 6300-6УЗ (код 163006)

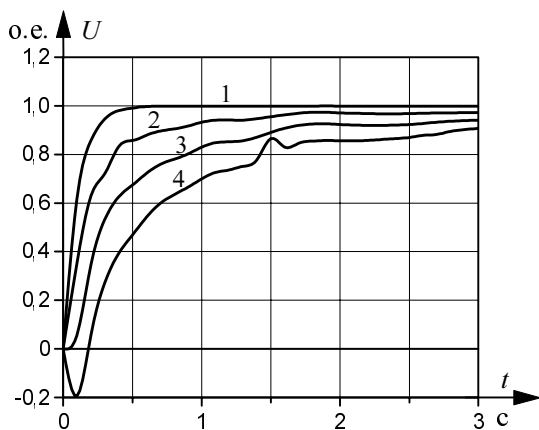


Рис. 3.5. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СДЗ 2-500-600 (код 150060)

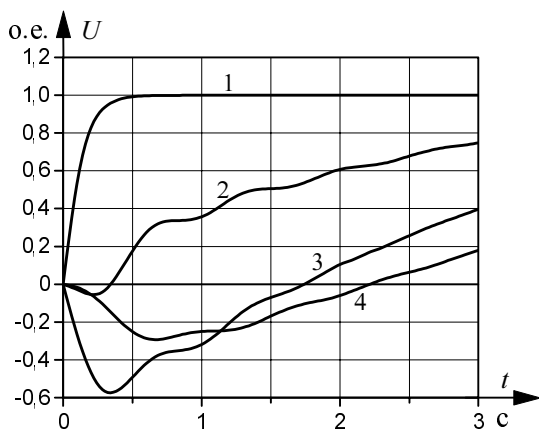
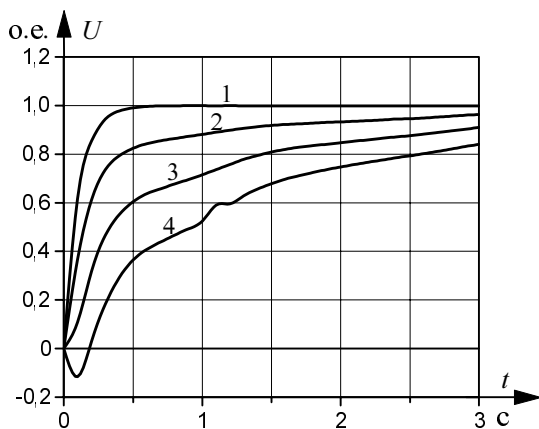


Рис. 3.6. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДСЗ 21-104-16 МУ4 (код 104164)



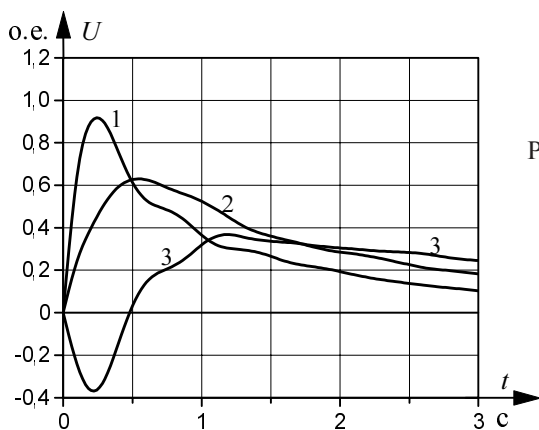


Рис. 3.7. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6УЗ (код 116126)

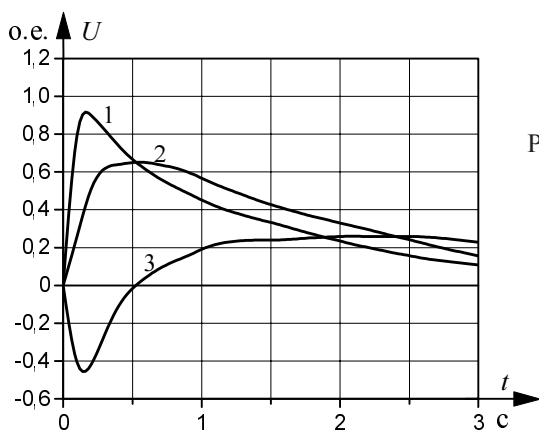


Рис. 3.8. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СГДС 15-74-8МУХЛ4 (код 157484)

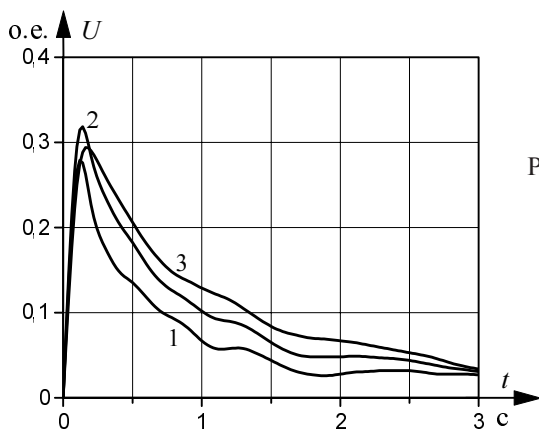


Рис. 3.9. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СБГД 6300-6УЗ (код 163006)

Рис. 3.10. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя СДЗ-2-500-600 (код 15060)

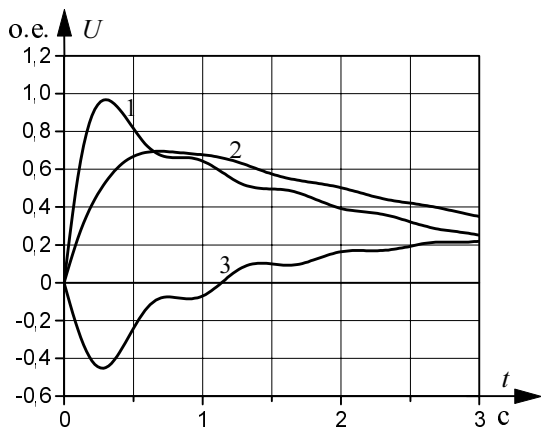


Рис. 3.11. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДСЗ 21-104-16 МУ4 (код 104164)

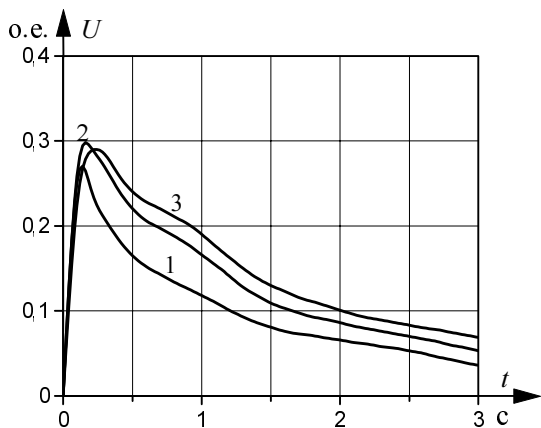
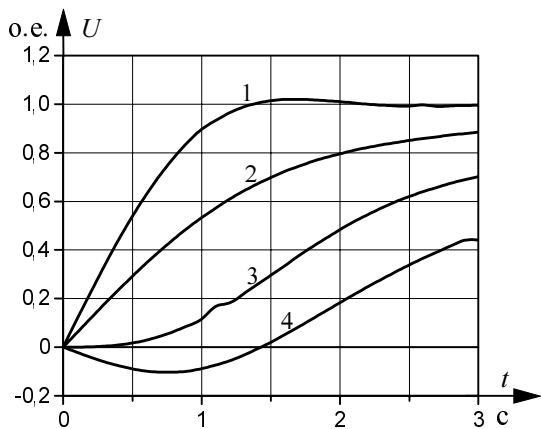


Рис. 3.12. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6УЗ (код 116126, ЧХ до 0,5 МГц)



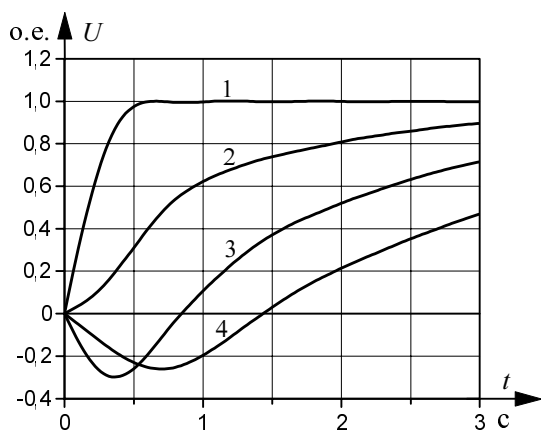


Рис. 3.13. Напряжения в узлах 1, 2, 3, 4 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6У3 (код 116126, ЧХ до 1,5 МГц)

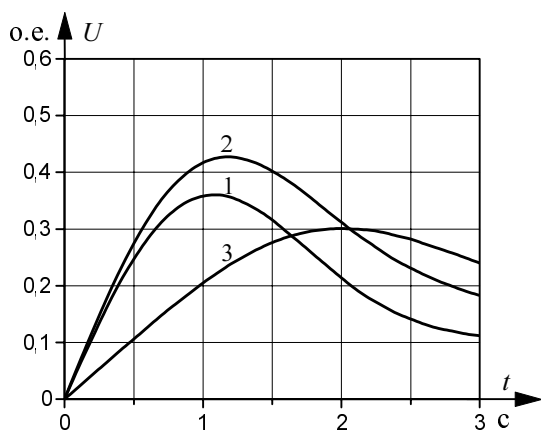


Рис. 3.14. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6У3 (код 116126, ЧХ до 0,5 МГц)

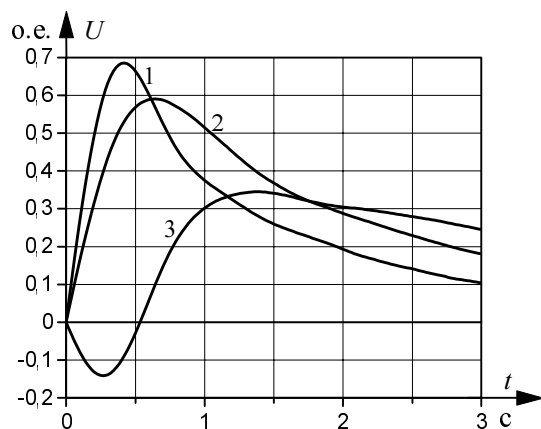


Рис. 3.15. Напряжения в узлах 1, 2, 3 эквивалентной схемы замещения обмотки электродвигателя ДА-16-12-6У3 (код 116126, ЧХ до 1,5 МГц)



### 3.3. Координация межвитковых перенапряжений с уровнем испытательных напряжений

При воздействии на выводы машин импульсов, имитирующих волны импульсных и крутых коммутационных перенапряжений с различными длинами фронтов, были получены временные зависимости напряжений в отдельных точках обмоток по отношению к корпусу (к земле). Из этих зависимостей были выбраны максимальные значения напряжений на катушках, измеряемые в долях амплитуды, воздействующего на выводы обмотки импульса. Затем, с учетом того факта, что импульсное напряжение по длине между витками в пределах одной катушки распределяется равномерно, по крайней мере, при импульсах с фронтами не менее 0,1–0,2 мкс [9, 10], были определены наибольшие перенапряжения на витковой изоляции электродвигателей в эксплуатационных условиях как:

$$U_{OV} = k \cdot U_{\text{ном}} \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \frac{U_{OG}}{k_G \cdot n_V}, \quad (3.9)$$

где  $k$  – ожидаемая кратность коммутационных перенапряжений на выводах обмотки в эксплуатации;  $U_{\text{ном}}$  – номинальное напряжение электродвигателя;  $U_{OG}$  – наибольшее продольное напряжение на элемент модели обмотки в относительных единицах, полученное из кривых распределения максимальных продольных перенапряжений;  $k_G$  – число катушек обмотки, приходящихся на один элемент эквивалентной схемы замещения;  $n_V$  – число витков в катушке обмотки.

Таким образом, в зависимости от кратности перенапряжений на выводах обмотки в эксплуатации  $k$ , можно определить наибольшее напряжение на продольной изоляции. Такие зависимости при воздействии на обмотки машин импульса с длительностью фронта 0,15 мкс построены на рис. 3.16 и рис. 3.17.

Для дальнейшего анализа была принята кратность перенапряжений, равная пяти ( $k=5$ ), как наибольшая кратность по экспериментальным и расчетным данным, редко превышаемая в эксплуатации. Величины напряжений на катушках и витках исследованных машин при указанной кратности перенапряжений на выводах представлены в табл. 3.6–3.8.

Как видно из полученных результатов, воздействие импульсов перенапряжений с одинаковыми параметрами на обмотки различных электродвигателей, приводит к различным уровням перенапряжений на их изоляции.

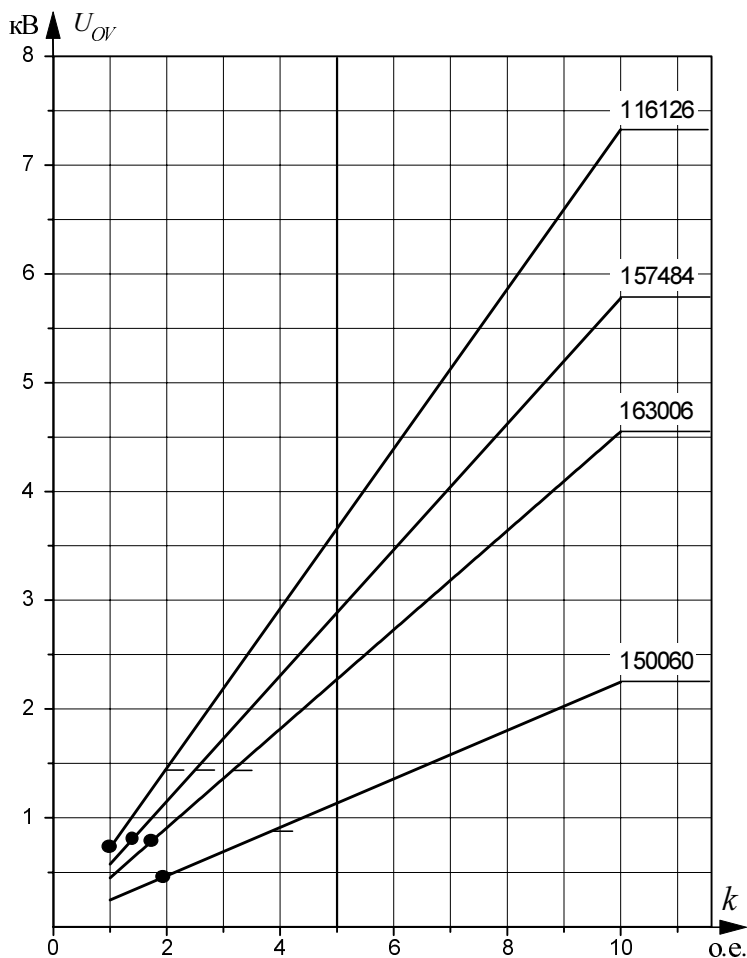


Рис. 3.16. Максимальные напряжения на витках обмоток электродвигателей  $U_{\text{ном}}=6$  кВ (воздействующий импульс 0,15/2000 мкс)

Существенным фактором в обеспечении надежности в эксплуатации исследуемых двигателей по условиям перенапряжений является степень координации испытательных напряжений с возможным уровнем перенапряжений на витковой изоляции. Последнее испытание этой изоляции в процессе производства проводится после укладки катушек обмотки в пазы и крепления, но до их соединения между собой.

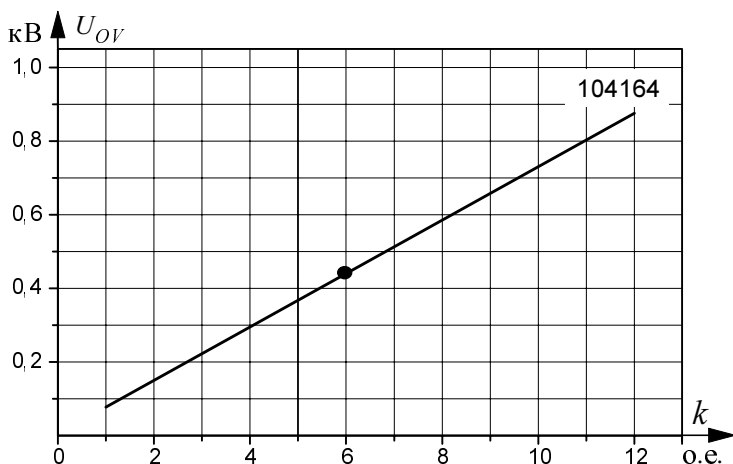


Рис. 3.17. Максимальные напряжения на витках обмоток электродвигателей  $U_{ном}=10$  кВ (воздействующий импульс 0,15/2000 мкс)

Испытательное напряжение на виток определяется, как частное от деления максимальной амплитуды испытательного напряжения на шаблонную катушку (соответственно 9 и 12 кВ для электродвигателей классов 6 и 10 кВ), на число витков в катушке, но не более 1,4 и 1,9 кВ на виток соответственно для машин классов напряжения 6 и 10 кВ. Эти испытательные напряжения  $U_{TWR}$  приведены в табл. 3.6–3.8 и на рис. 3.16, 3.17 и нанесены в виде горизонтальных штрихов на кривые витковых перенапряжений для каждого из исследуемых электродвигателей.

В качестве критерия правильности указанной координации можно выбрать, например, кратность перенапряжений на выводах, вызывающих на витковой изоляции машин перенапряжения, равные по величине амплитуде испытательного напряжения витковой изоляции и считать, что эта кратность должна превышать некоторую заданную величину, соответствующую принятому уровню выдерживаемого напряжения на выводах машины.

Примем эту кратность равной пяти ( $k=5$ ), что близко к нижней границе выдерживаемого напряжения. Тогда из рис. 3.16 и 3.17 видно, что для большинства исследуемых двигателей, координация испытательного напряжения витковой изоляции на последней операции в

процессе производства с уровнем возможных перенапряжений, нарушена. Однако для двигателя типа ДСЗ 21-104-16. МУ4 (код 104164) эта координация удовлетворительная.

Эти данные получены без учета естественного старения изоляции в эксплуатации. Для оценки надежности работы электродвигателей в тех или иных эксплуатационных условиях необходимо, для каждого из них располагать допустимым уровнем перенапряжений на витковой изоляции. Так как этот уровень отличается достаточной неопределенностью (витковая изоляция в эксплуатационных условиях испытаниям не подвергается), предположим его равным амплитуде напряжения последнего испытания в процессе производства ( $U_{TWR}$ ), сниженному в таком же соотношении, в каком снижается испытательное напряжение корпусной изоляции в условиях эксплуатации по отношению к ее испытательному напряжению в процессе производства на той операции, на которой выполняется последнее испытание витковой изоляции ( $U_{TWE}$  табл. 3.6–3.8). На рис. 3.16 и 3.17 эти условно выдерживаемые уровни напряжений в эксплуатации, нанесены на кривые для каждого из электродвигателей в виде точек. Эти уровни для большинства исследованных двигателей, менее принятого пятикратного.

### 3.4. Координация межвитковых перенапряжений с нормами МЭК на выдерживаемые импульсные уровни

Полученные в работе значения максимальных перенапряжений на витковой изоляции обмоток, при импульсах заданной формы на выводах машины, дают возможность сопоставить импульсную прочность витковой изоляции для каждого двигателя, с предлагаемыми нормами МЭК на выдерживаемые импульсные уровни, для вращающихся машин переменного тока с шаблонными катушками.

Если принять, что выдерживаемое напряжение при данном фронте равно амплитуде такого напряжения на выводах, которое вызывает на витковой изоляции максимальное напряжение, равное испытательному, тогда это напряжение легко определить из уже известных величин.

Выдерживаемое напряжение, приведенное к шкале процентов по отношению к амплитуде испытательного напряжения, равного  $4 U_{НОМ} + 5$ , определяется выражением:

$$U_{WP} = \frac{U_{TWR} \cdot k_G \cdot n_V}{U_{НОМ} \cdot U_{OG}} \cdot \frac{1}{4 + \frac{5}{U_{НОМ}}} \quad (3.10)$$

Построенные по этому выражению кривые для всех исследованных двигателей совмещены на рис. 3.18 с нормированной МЭК кривой, выдерживаемого импульсного уровня. Результаты сравнения показывают, что при существующих нормах испытательных напряжений витковой изоляции, двигатель типа ДСЗ 21-104-16 МУ4 (код 104164) может считаться удовлетворяющим нормам МЭК на допустимые импульсные уровни при воздействии импульсных напряжений с фронтами от 0,2 до 5 мкс. Остальные, из исследованных двигателей, этим нормам не соответствуют.

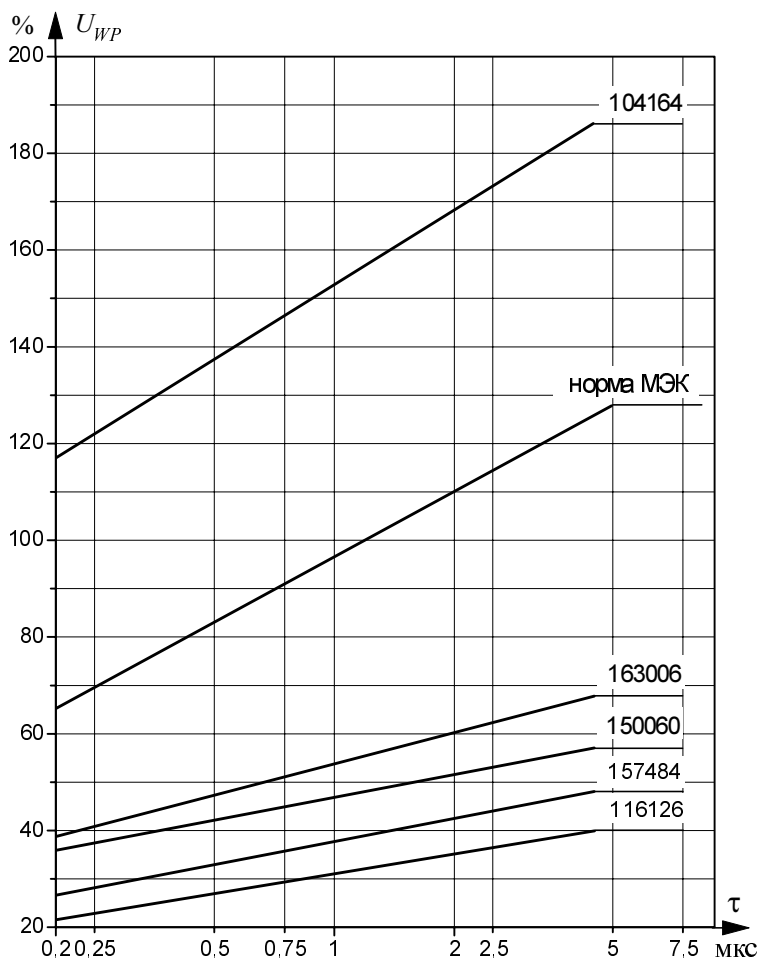


Рис. 3.18. Выдерживаемый импульсный уровень электродвигателей и норма МЭК

## ДУГОВЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ НА ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

### 4.1. Современное состояние исследования дуговых перенапряжений в сетях 6 и 10 кВ с электродвигателями

По многочисленным данным СПбГТУ, в воздушных сетях с изолированной нейтралью, предельные зарегистрированные значения кратности перенапряжений при дуговых замыканиях на землю находятся на уровне 3,5, а в кабельных сетях – около 4,2, причем перенапряжения с кратностью  $K \geq 4,0$  чрезвычайно редки и возникают приблизительно 1 раз из 1000 случаев.

Для оценки величины и повторяемости дуговых перенапряжений в различных странах была организована их регистрация в действующих сетях [41–53]. Для сопоставления и анализа, результаты некоторых из этих работ сведены на рис. 4.1. Измерения включали как данные специальных опытов в сети, так и данные автоматической регистрации с помощью клидонографов. Всего в ходе автоматической регистрации зафиксировано 161 перенапряжение, максимальная кратность которых составила 3,9. Сети, в которых проводилась автоматическая регистрация, имели изолированную и резонансно-заземленную нейтраль. Всего за 3000 суток регистрации получено более 1500 осциллограмм перенапряжений, максимальная кратность которых составила 3,0. Кривая 7 показывает распределение кратности перенапряжений, полученных в ходе длительной эксплуатации карьерных кабельных сетей 6 кВ [50]. Наибольшая зарегистрированная кратность перенапряжений в этих сетях составила 4,3.

По данным [43], дуговые перенапряжения в сетях 10 кВ имеют вероятность (всего 109 измерений)  $\sim 10\%$  при  $K \geq 2,5$ ,  $3,8\%$  при  $K \geq 3,0$  и  $0,9\%$  при  $K \geq 3,5$ .

Проведенные измерения [45] показали, что в сетях с электродвигателями 6 и 10 кВ  $K_{max}$  составляет 2,5–3,0.

По данным [48], в сети 10 кВ кратность перенапряжений на здоровых фазах не превосходит 3,5, а на “больной” фазе – 2,0. Результаты исследования в [53] показывают, что при дуговых замыканиях на

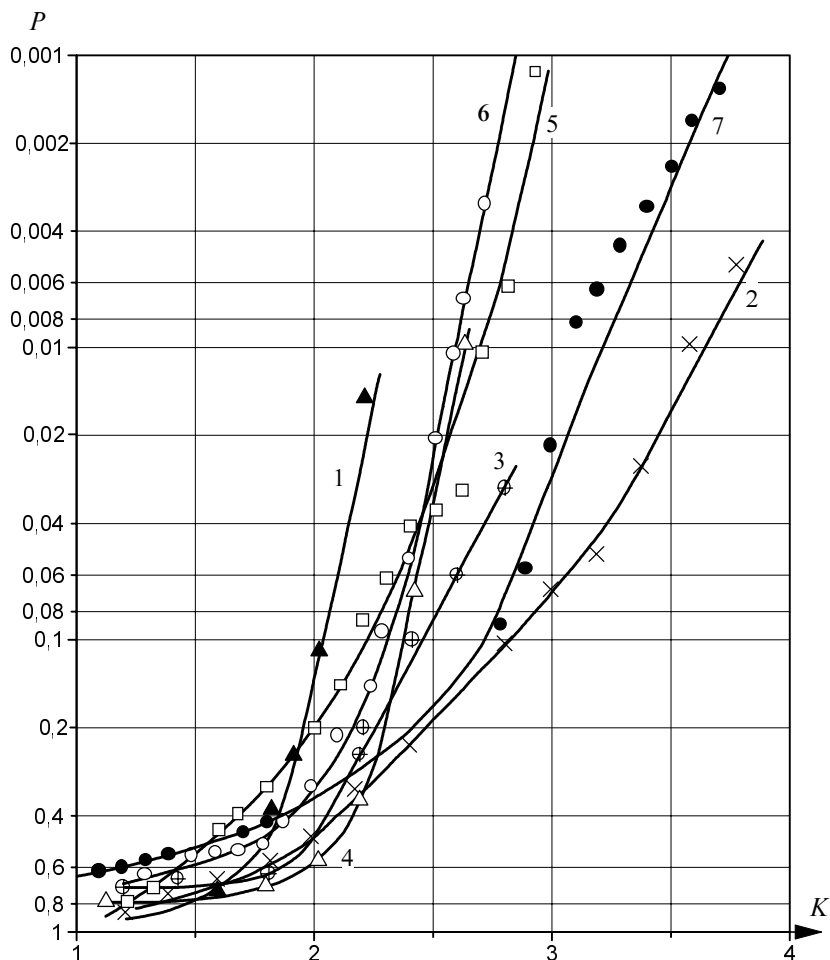


Рис. 4.1. Сравнение кратности дуговых перенапряжений по данным разных авторов

землю с одновременным обрывом фазы предельные кратности перенапряжений увеличиваются до 4,2.

По данным ~1250 измерений в Германии максимальные кратности перенапряжений составили  $K_{max}=3,3$  в сетях 6 кВ и  $K_{max}=3,7$  в сетях 10 кВ [46].

На рис. 4.2 приведено распределение годового числа дуговых перенапряжений с кратностью выше заданной величины ( $N_{KT}$ ). Поскольку зависимости  $N_{KT}=f(K)$  идут параллельно, то параметры законов рас-

пределения примерно одинаковы. Вместе с тем число перенапряжений в карьерных сетях 6 кВ значительно больше, чем в промышленных сетях 6 и 10 кВ. Из анализа также видно, что случаи возникновения дуговых перенапряжений довольно часты: приблизительно 100 случаев в год в обычной промышленной сети и до 500 – в карьерной кабельной сети или 4,9 случаев в год на 100 км кабельной сети.

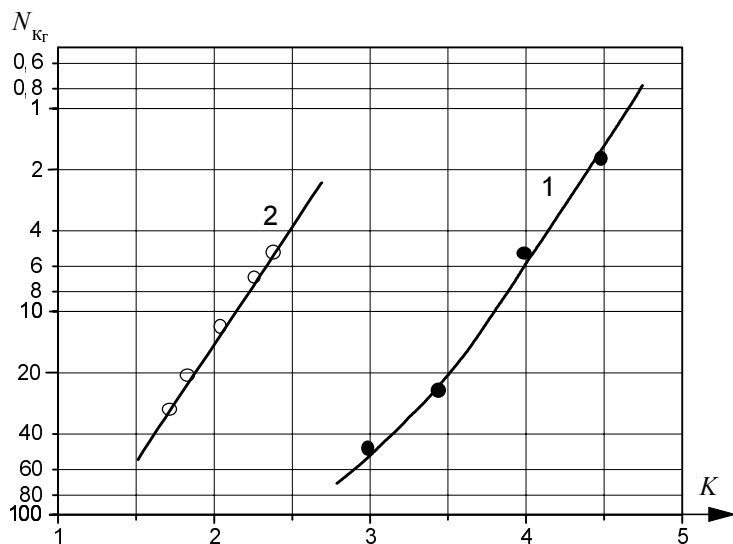


Рис. 4.2. Распределение годового числа дуговых перенапряжений, превышающих кратность  $K$ : 1 – в карьерных сетях 6 кВ; 2 – в промышленных сетях 6 и 10 кВ

В [50] приводятся результаты анализа причин возникновения замыканий на землю в карьерных сетях: 40% замыканий было вызвано механическими причинами, в том числе 20% в воздушной сети, 7% в кабелях, 7% в двигателях и коммутирующей аппаратуре питаемых механизмов, 6% в остальных элементах сети. 60% замыканий вследствие возникновения перенапряжений распределились по месту возникновения следующим образом: воздушная сеть – 1,7%, кабельная сеть – 40%, электродвигатели и другая аппаратура у потребителей – 15%, остальное оборудование сети – 3,3%. Таким образом, наиболее слабым элементом сетей 6–35 кВ являются кабели. Аналогичные выводы сделаны в [43], причем отмечается, что причиной повреждения



изоляции кабелей является не недостаточная величина первоначальных испытательных напряжений, а появление в изоляции кабеля ослабленных мест в процессе его эксплуатации.

В литературе приводятся результаты анализа перехода дугового замыкания одной фазы на землю на междофазные. Оказывается, около 15% всех однофазных замыканий на землю переходит в междофазные в той же поврежденной точке, а около 4% – в других точках сети. Двойное или тройное замыкания чаще отмечались в сетях с токами замыкания на землю 5–10 А. Вместе с тем увеличение тока замыкания на землю, увеличивает вероятность повреждения изоляции других фаз в точке горения дуги. Статистический анализ показывает, что при токах замыкания на землю 30–50 А, доля дуговых замыканий, перешедших в междофазные в той же точке составила 21%, при токах 50–100 А — 25%, 100–200 А — 36%. Анализ также показывает, что в ряде случаев повреждения из-за горения дуги вызываются одновременно в нескольких точках сети (рис. 4.3).

Как отмечалось выше, результаты автоматической регистрации внутренних перенапряжений в действующих сетях позволяют получать кривые распределения среднегодового числа случаев превышений заданной кратности. По ним удастся с помощью экстраполяции определить расчетные значения кратности перенапряжений, соответствующие заданной надежности работы изоляции. Например, если потребовать, чтобы за расчетную кратность перенапряжений была принята такая величина, превышение которой в процессе эксплуатации возможно не чаще чем 1 раз на протяже-

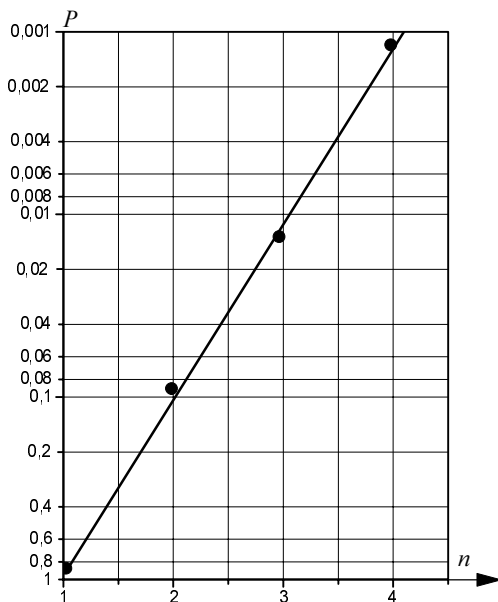


Рис. 4.3. Вероятность многоместных повреждений в зависимости от числа повреждений  $n$

нии срока службы этой изоляции (~20 лет), то, экстраполировав кривую, получим расчетную кратность. Далее последняя сравнивается с уровнем изоляции при внутренних перенапряжениях.

Таким образом, о величине дуговых перенапряжений в литературе имеются противоречивые сведения. Кроме того, в настоящее время практически отсутствуют надежные статистические характеристики таких перенапряжений, необходимые для статистического, технико-экономического выбора изоляции электрооборудования сетей 6 и 10 кВ с электродвигателями. Далее приводятся результаты автоматической регистрации дуговых перенапряжений, зарегистрированных в сетях 6 и 10 кВ.

## 4.2. Характеристики дуговых перенапряжений

Исследование дуговых перенапряжений проводилось в распределительных сетях 6, 10 кВ и сетях 6 кВ собственных нужд электростанций.

Общий объем информации на подстанциях 6 и 10 кВ составляет 4598 и 804 фазоосциллограмм. При этом максимальная зарегистрированная кратность перенапряжений  $K_{max}$  составила 3,1 и 3,0 при длительности регистрации 4538 и 1550 суток. Регистрация перенапряжений проводилась в соответствии с рис. 4.4. Примеры осциллограмм перенапряжений приведены на рис. 4.5.

Регистрация перенапряжений проводилась также на сборных шинах 8 сетей собственных нужд 6 кВ. От них питались трансформаторные нагрузки, нагрузка в виде электродвигателей различных технологических агрегатов (рис. 4.6). Для удобства изложения материалов исследования эти сети собственных нужд условно обозначим через СН1-СН8.

Общая длительность регистрации перенапряжений на сборных шинах сетей собственных нужд электростанций составляла 3975 суток. За это время на всех объектах зарегистрировано свыше 5600 фазоосциллограмм переходных процессов, в том числе 1400 фазоосциллограмм с кратностью  $K > \sqrt{3}$ . Максимальная зарегистрированная кратность перенапряжений составляла  $K_{max}=3,7$ . Она была зафиксирована в сети СН 7 при дуговых замыканиях на землю. Примеры осциллограмм приведены на рис. 4.7.

Для примера в таблице 4.1 приведено распределение кратности перенапряжений  $K$ , возникающих на шинах (секциях) и воздействующих на изоляцию электродвигателей 6 и 10 кВ.

Таблица 4.1

**Распределение кратности по видам перенапряжений  
на подстанции СНЗ**

Вид коммутации	$K (\pm 0,05)$																Число перенапряжений с $K \geq 1,75$	
	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	2,1	2,2	2,3	2,4	абс.	%		
Дуговые замыкания на землю в сети с двигателем	9	0	0	0	1	1	9	6	3	13	1	3	3	1	30	5,5		
Металлические замыкания в сети с двигателем	8	0	0	2	0	1	7	1	4	6	—	—	—	—	11	2,0		
Коммутации элементами сети с двигателем	29	60	30	1	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0	0		
Коммутации в сетях других классов напряжения	80	60	21	1	0	0	1	—	—	—	—	—	—	—	0	0		
Неизвестные причины	90	61	30	2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0	0		
Всего	216	181	81	6	1	2	17	7	7	19	1	3	3	1	41	7,5		

Перенапряжения, приведенные в этой таблице, были зарегистрированы при дуговых и металлических замыканиях на землю в сети, куда подключена измерительная аппаратура, при коммутациях элементами этой сети, при коммутациях элементами других сетей, связанных с исследованными сетями через трансформаторную и автотрансформаторную связь. Из этой таблицы видно, что только дуговые и металлические замыкания на землю в питающей сети приводят к существенным перенапряжениям на сборных шинах и в примыкающей сети. Остальные виды переходных процессов приводят к перенапряжениям с кратностью  $K \leq 1,7$ . Перенапряжения при дуговых и металлических замыканиях на землю, которые, как правило, обладают кратностью  $K \geq 1,75$ , имеют удельный вес порядка 7–8% от общего числа перенапряжений.

Таким образом, статистические ряды кратности перенапряжений на сборных шинах сетей собственных нужд электростанций, могут быть подразделены на две области. Первая область –  $1,0 \leq K \leq 1,7$ ,

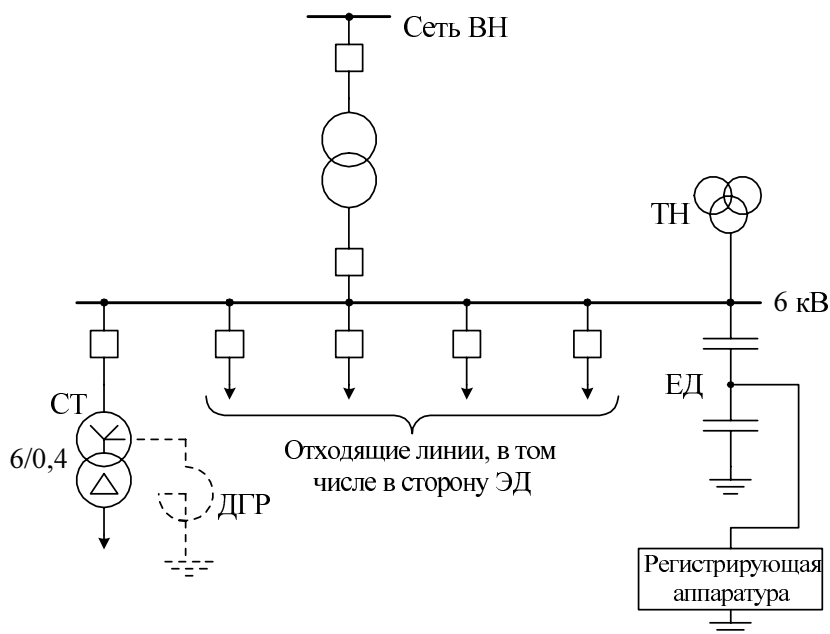


Рис. 4.4. Принципиальная схема измерений дуговых перенапряжений в распределительных сетях 6 кВ. ТН – трансформатор напряжения; СТ – силовой трансформатор; ДГР – дугогасящий реактор; ЭД – электродвигатели; ЕД – емкостной делитель

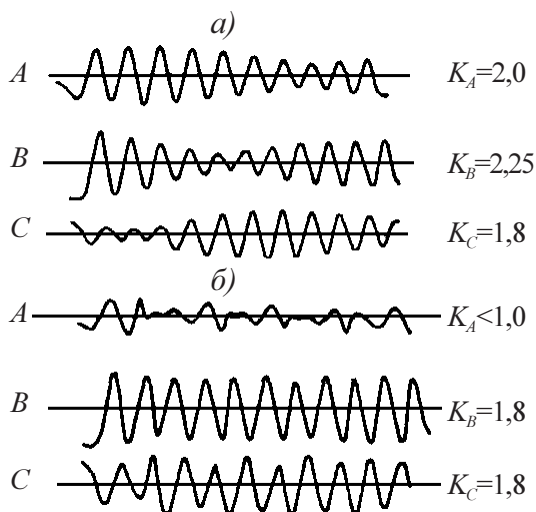


Рис. 4.5. а, б

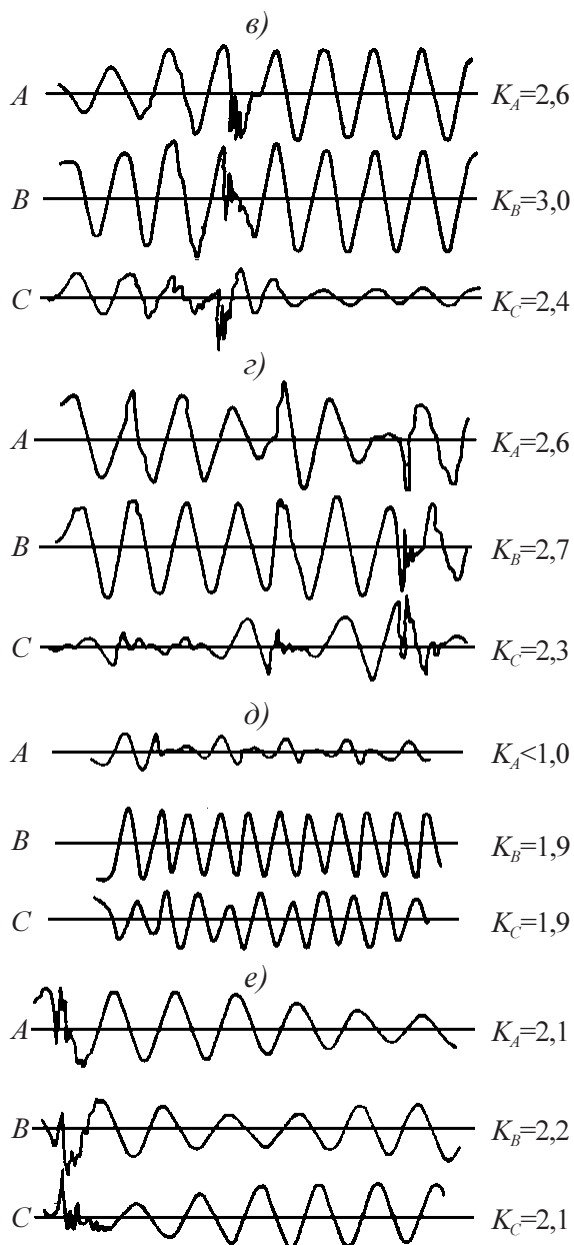


Рис. 4.5. Примеры осциллограмм дуговых перенапряжений в распределительных сетях 6 кВ

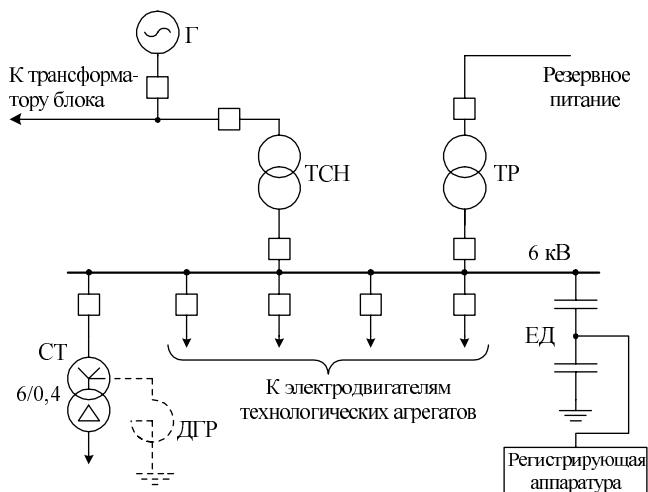


Рис. 4.6. Принципиальная схема измерений дуговых перенапряжений в сетях собственных нужд электростанций. ТСН – трансформатор собственных нужд; ТР – резервный трансформатор. Остальные обозначения те же, что на рис. 4.4

определяется переходными процессами при коммутациях в питающей сети, в сети других классов напряжения, связанной с сетью и двигателями через трансформаторы. Вторая область –  $K \geq 1,75$ , определяется перенапряжениями при металлических и дуговых замыканиях на землю в рассматриваемой сети. Эти сети, по ПТЭ, в течение достаточно большого времени могут работать в режиме с замыканием одной фазы на землю. При этом на изоляцию неповрежденных фаз воздействует напряжение, приблизительно равное линейному напряжению  $\sqrt{3}U_{\phi}$ , поэтому перенапряжения с кратностью  $K < \sqrt{3}$  для изоляции не представляют существенной опасности и далее рассматривается вторая область статистического ряда.

Проверка методами математической статистики показала, что  $N_{кг}$  для сетей собственных нужд удовлетворительно аппроксимируется законами: при  $1,75 \leq K \leq 2,65$   $N_{кг} = 74,8 \cdot e^{-4,2(K-1,75)}$ , при  $K > 2,65$   $N_{кг} = 3,6 \cdot e^{-7,2(K-2,65)}$ .

Аналогично для дуговых перенапряжений, возникающих в распределительных сетях 6 и 10 кВ и воздействующих на изоляцию электродвигателей, получены зависимости  $N_{кг} = f(K)$  (таблица 4.2).

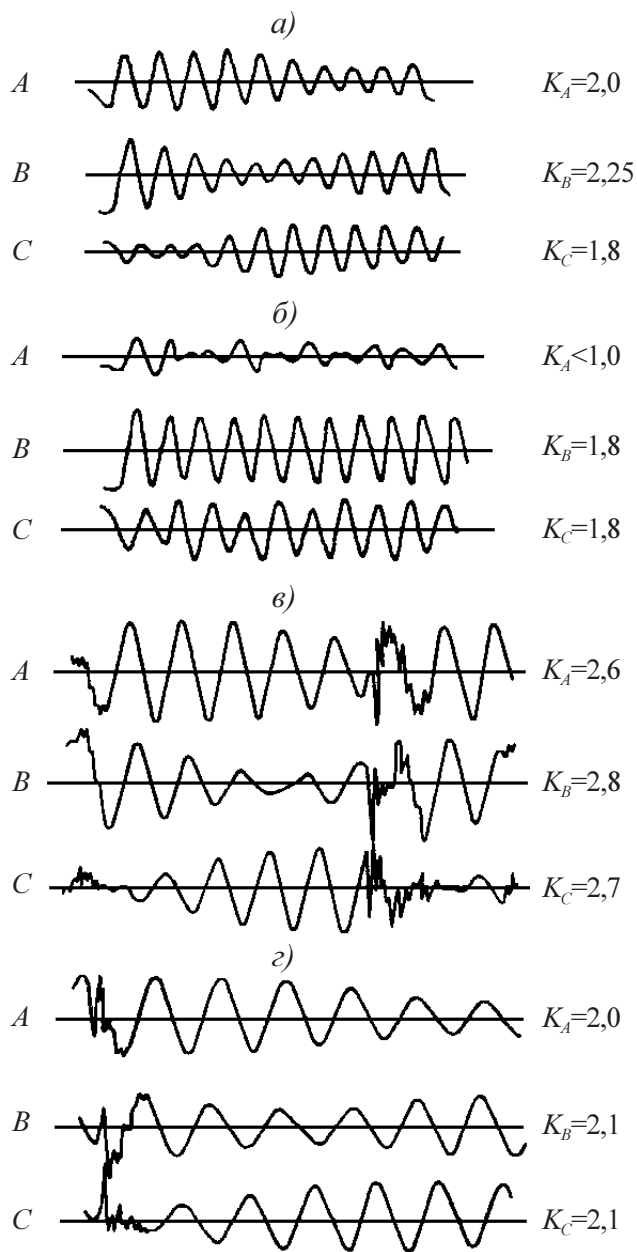


Рис. 4.7. Примеры (а–г) осциллограмм дуговых перенапряжений в сетях собственных нужд электростанций

Таблица 4.2.

**Параметры законов распределения  $N_{кг}$   
для распределительных сетей 6–35 кВ**

Подстанция	Параметры		
	$a$	$A$	$C$
6 кВ	$106(1,75 \leq K < 2,45)$	$1,6(1,75 \leq K < 2,45)$	$1,75(1,75 \leq K < 2,45)$
	$29(K \geq 2,45)$	$9,2(K \geq 2,45)$	$2,45(K \geq 2,45)$
10 кВ	$50(1,75 \leq K < 2,55)$	$1,3(1,75 \leq K < 2,55)$	$1,75(1,75 \leq K < 2,55)$
	$15,2(K \geq 2,55)$	$3,8(K \geq 2,55)$	$2,55(K \geq 2,55)$

Результаты расчета кратности  $K_\tau$ , которая может быть достигнута или превзойдена хотя бы один раз, на одной фазе сети, за  $\tau$  лет с учетом доверительных интервалов при вероятности 90 и 95%, приведены на рис. 4.8 и 4.9. На эти же рисунки нанесены кратности ( $K_{min}$ ), соответствующие минимальной электрической прочности изоляции электродвигателей.

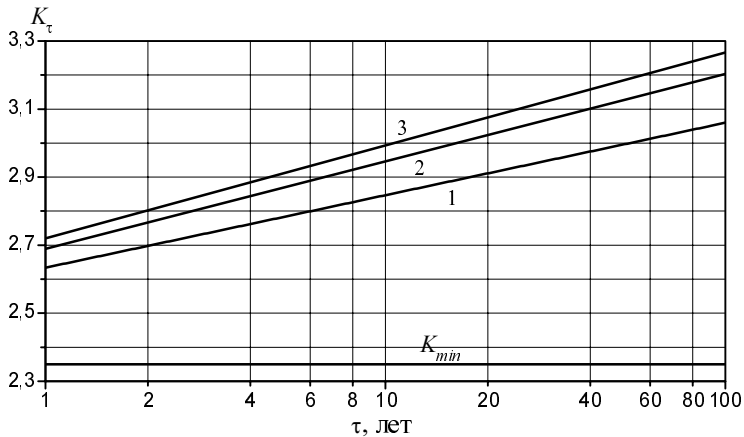


Рис. 4.8. Кратность перенапряжений  $K_\tau$  на зажимах электродвигателей 6 и 10 кВ, превышаемая в среднем один раз за  $\tau$  лет хотя бы на одной фазе (1); 2, 3 – 90%-ный и 95%-ный доверительные интервалы



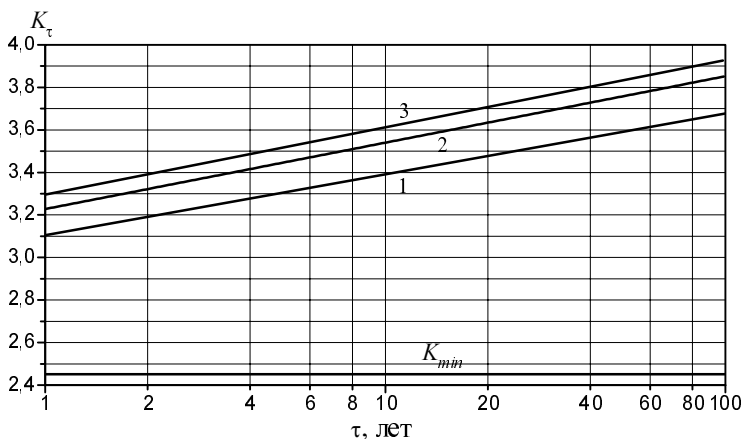


Рис. 4.9. Кратность перенапряжений  $K_\tau$  в сетях собственных нужд, превышаемая в среднем один раз за  $\tau$  лет хотя бы на одной фазе (1); 2, 3 – 90%-ный и 95%-ный доверительные интервалы

Анализ данных рис. 4.8 и 4.9 показывает, что дуговые перенапряжения представляют большую опасность для изоляции электродвигателей. Так, например, в сетях собственных нужд электростанций дуговые перенапряжения с кратностью  $K \geq 3,3$  возникают хотя бы один раз в году, в то же время изоляция электродвигателей этих сетей, как отмечалось, испытывается напряжением, кратность которого  $K=2,45$ . По этой причине требуется принудительная защита изоляции названных электрических машин от дуговых перенапряжений.

#### 4.3. Рекомендации по защите изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ от дуговых перенапряжений

Меры защиты от дуговых перенапряжений в сетях 6 кВ зависят от вида перенапряжений (рис. 4.10).

Кратности перенапряжений при однофазных замыканиях на землю в сетях 6 кВ находятся в основном в пределах 1,7–2,2. Максимальная зарегистрированная кратность составляла более 3,0. Несмотря на различный процесс развития дуговых замыканий в электроустановках с изолированной и заземленной через дугогасящий реактор нейтралью, величины перенапряжений в этих электроустановках практически одинаковы. Необходимо заметить, что при компенсации емкостно-



Рис. 4.10. Меры защиты от дуговых перенапряжений в сетях 6 кВ

го тока в протяженных кабельных сетях, остаточный ток замыкания на землю составляет десятки ампер. В таких сетях возникает опасность развития многофазного замыкания и многоместной аварии. Режим компенсации является оптимальным решением для воздушных сетей, но для кабельных сетей он чреват следующими опасностями: наличием большого остаточного тока замыкания на землю; переходом длительного однофазного замыкания в многофазное; возникновением резонансных явлений. Говоря о целесообразности установки компенсирующих реакторов, следует заметить, что даже в тех случаях, когда положительный эффект компенсации налицо, т.е. имеет место предотвращение развития дуговых замыканий, в изоляции электрооборудования происходит накопление слабых мест. Поэтому, как правило, в первые годы работы электроустановок с компенсацией емкостного тока, наблюдается снижение количества и кратностей перенапряжений, затем начинает проявляться наличие слабых мест в изоляции.

Ограничение кратностей и числа перенапряжений при однофазных замыканиях на землю может быть достигнуто за счет модернизации метода компенсации, изменения режима работы нейтрали, а также применения специальных технических средств.

Модернизация метода компенсации заключается в следующем: применение подстанций глубокого ввода, позволяющее снизить ем-

костный ток замыкания на землю; дробление разветвленных кабельных сетей на малые районы с емкостным током замыкания, не превышающим 50 А – верхней границы устойчивых дуг (целесообразность этого решения вытекает из исследования дуговых перенапряжений); работа сети в режиме скомпенсированной нейтрали с настройкой 5–10% в сторону перекомпенсации; использование регуляторов автоматической настройки компенсации (РАНК), обеспечивающих заданную настройку компенсации; внедрение селективной защиты от однофазных замыканий на землю. Во избежание накоплений в изоляции слабых мест, к которым приводит установка компенсирующих реакторов, целесообразно улучшить профилактику изоляции.

Специальными техническими средствами ограничения перенапряжений, помимо компенсирующих реакторов, являются косинусные батареи конденсаторов, вентильные разрядники и нелинейные ограничители перенапряжения.

В работах Л.И.Сиротинского показана возможность защиты от дуговых перенапряжений с помощью конденсаторов. В основе этого метода лежит зависимость протекания переходных процессов от емкостных параметров схемы, в частности междуфазных емкостей. Влияние величины междуфазной емкости на кратность дуговых перенапряжений заключается в следующем. Величина максимального перенапряжения на неповрежденных фазах равна

$$U_{max} = 1,5 U_{\phi} \frac{1,5 + \frac{C_{\phi}(1-d)}{C_{\phi} + C_{\text{мф}}}}{1,5 - \frac{C_{\phi}(1-d)}{C_{\phi} + C_{\text{мф}}}}, \quad (4.1)$$

где  $d$  – затухание.

Из (4.1) видно, что кратность перенапряжений существенно зависит от междуфазной емкости  $C_{\text{мф}}$ . С увеличением  $C_{\text{мф}}$  амплитуда перенапряжений падает, а с уменьшением – возрастает. Подключая параллельно емкости  $C_{\text{мф}}$  некоторую дополнительную емкость  $C$ , можно снизить амплитуду перенапряжений. В качестве дополнительных емкостей могут быть использованы батареи косинусных конденсаторов, устанавливаемые для повышения коэффициента мощности. При значении  $C \approx 7 C_{\text{мф}}$  перенапряжение на неповрежденной фазе не будет

превышать двукратной величины, а на поврежденной – величины 2,15. При применении этого метода следует учитывать, что изменение емкости схемы может привести к резонансным явлениям. Поэтому перед установкой конденсаторных батарей необходимо произвести проверочные расчеты на резонанс и в случае необходимости установить фильтры высших гармоник.

Некоторого ограничения дуговых перенапряжений можно достигнуть с помощью разрядников РВМК-6, рекомендуемых также для ограничения перенапряжений коммутационного и феррорезонансного характера.

Величина перенапряжений при однофазных замыканиях на землю в значительной степени определяется режимом заземления нейтрали сети. Для решения вопроса оптимального режима заземления нейтрали необходимо дальнейшее проведение исследований. При этом следует обратить внимание на решение проблемы в других странах. Так, например, в Чехии, Польше, Германии обычно используют дугогасящие реакторы с автоматическими регуляторами настройки компенсации. В Югославии, в сетях 10–34 кВ с токами замыкания на землю до 1000 А применяется заземление нейтрали через сопротивление. В Италии практикуется глухое заземление нейтрали. В Великобритании токи замыкания на землю до 1500 А ограничивают посредством включения в нейтраль индуктивности. Во Франции нейтраль сетей с током замыкания на землю 300–1000 А заземляют через сопротивление или емкость. В США, в случаях ограничения тока замыкания на землю значениями не менее 25% нейтраль заземляют через индуктивность, при большем ограничении применяют заземление через сопротивление. Однако недостатком заземления нейтрали является частое протекание токов замыкания через место замыкания, оболочки кабелей и элементы подземного оборудования. Это может служить источником помех для связи и возникновения опасных напряжений прикосновения. В СНГ, в настоящее время также ведутся работы в направлении изменения режима нейтрали. Так, например, в Институте физики АН АзССР разрабатывается новый режим нейтрали сетей 6–35 кВ – заземление через резистор.

Наиболее эффективным способом ограничения кратности дуговых перенапряжений являются мощные нелинейные ограничители перенапряжений.

## КОММУТАЦИОННЫЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ НА ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### 5.1. Вкратце о физической картине явлений при коммутациях высоковольтных электродвигателей

Ниже описывается картина явлений при коммутациях электродвигателей. С некоторыми допущениями она остается в силе также и для любой электрической машины (синхронных компенсаторов и генераторов).

Перенапряжения на вращающихся машинах могут рассматриваться как наложение высокочастотных составляющих на напряжение рабочей частоты. На высоковольтных машинах, работающих в сетях с изолированной или с резонансно-заземленной нейтралью, перенапряжения могут быть разбиты на две группы: повышение напряжения в результате возможной длительной работы таких сетей в несимметричных режимах с одной заземленной фазой и повышение напряжения при неодновременном включении и отключении фаз электрической машины при оперативных коммутациях, при АПВ и АВР.

Режим работы сетей средних классов напряжения при замыкании одной фазы на землю предусматривается, как возможный эксплуатационный режим для сетей с изолированной или с резонансно-заземленной нейтралью и нормируется ПУЭ и ПТЭ (глава 4).

Повышения напряжения в процессе неполнофазных коммутаций сами по себе также не представляют большого интереса. Они, как правило, не превосходят испытательных напряжений для изоляции электродвигателей, достигая их лишь тогда, когда остаточные ЭДС электродвигателей в процессе циклов АПВ и АВР равны или превосходят номинальное напряжение сети.

Переходный процесс при коммутации электродвигателя в общем случае описывается уравнением

$$u(t) = U_{max} \cos(\omega t + \psi) + \sum_{k=1}^{\infty} A_k e^{-\delta_k t} \cos(\beta_k t + \psi_k), \quad (5.1)$$

где  $U_{max}$ ,  $\omega$  – амплитуда и частота вынужденной составляющей;  $A_k$ ,  $\beta_k$ ,  $\delta_k$  – начальные амплитуды, собственные частоты и коэффициенты затухания составляющих;  $\psi$ ,  $\psi_k$  – начальные углы.

Оценим эти величины для обыкновенной схемы питания электродвигателя по кабелю от шин, на которых могут быть любые нагрузки в виде двигателей, трансформаторов и т.д. Обозначим:  $E_T(t)$ ,  $L_T$ ,  $r_T$  – параметры источника питания;  $E_3(t)$ ,  $L_3$ ,  $r_3$  – параметры эквивалентной нагрузки на шинах до коммутации;  $r_{3к}$ ,  $L_{3к}$ ,  $C_{3к}$  – параметры эквивалентного кабеля;  $E(t)$ ,  $L$ ,  $r$  – параметры коммутируемого двигателя;  $r_k$ ,  $L_k$ ,  $C_k$  – параметры коммутируемого кабеля (между машиной и сборными шинами).

Для этой схемы на зажимах включаемого электродвигателя при условии одновременного включения всех фаз напряжение  $u(t)$  представляется в виде

$$u(t) = U_{max} \cos(\omega t + \psi) + A_1 e^{-\delta_1 t} \cos(\beta_1 t + \psi_1) + A_2 e^{-\delta_2 t} \cos(\beta_2 t + \psi_2). \quad (5.2)$$

Опыт показывает, что остальными составляющими после третьего слагаемого правой части уравнения (5.2), можно пренебречь.

Частота  $\beta_1$  отражает процесс обмена электромагнитной энергией между индуктивностями источника и электродвигателей и эквивалентной емкостью сети, которая в разветвленных кабельных сетях определяется в основном емкостью кабелей. Принимая параметры элементов схемы замещения, равными их значениям на рабочей частоте 50 Гц, получим значение частоты  $\beta_1$ . Оно находится в пределах от нескольких килогерц до десятков килогерц. Упрощенное выражение для оценки частоты  $\beta_1$  можно получить при пренебрежении индуктивностями кабелей, т.е. положив  $L_k=0$  и  $L_{3к}=0$ :

$$\beta_1 = \sqrt{\frac{L_3 L_T + L L_T + L L_3}{L_3 L L_T (C_k + C_{3к})}}.$$

Частота  $\beta_2$  отражает процесс обмена электромагнитной энергией между ранее включенными и коммутируемыми кабелями. Она лежит в пределах от нескольких десятков до сотен килогерц, не зависит от параметров питающего источника и двигателей и определяется соотношением параметров, участвующих в коммутации кабелей. Приняв

$L_T$ ,  $L$  и  $L_3$  много большими, чем  $L_K$  и  $L_{ЭК}$ , получим упрощенное выражение для оценки частоты  $\beta_2$ :

$$\beta_2 = \sqrt{\frac{C_K + C_{ЭК}}{C_K C_{ЭК} (L_K + L_{ЭК})}}.$$

Амплитуду составляющих  $A_1$  и  $A_2$  определяют из соотношений

$$A_1 = \left(1 - \frac{C_{ЭК}}{C_K + C_{ЭК}}\right) U_{max};$$

$$A_2 = \frac{C_{ЭК}}{C_K + C_{ЭК}} U_{max}.$$

Трехфазность исследуемой сети, работа высоковольтных электродвигателей с изолированной нейтралью, а также наличие неодновременности включения и отключения контактов выключателя в процессе коммутаций, создают условия для возникновения свободной составляющей колебаний в системе кабель-электродвигатель, частота которой находится в пределах 10–15 кГц и может быть приближенно оценена по выражению

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{3L(C_0 + C_{12})}},$$

где  $C_0$ ,  $C_{12}$  – частичные емкости фазы коммутируемого кабеля на землю и между фазами соответственно.

Расчеты на ЭВМ показали, что теоретически пределом перенапряжений можно считать перенапряжения в случае, когда имеет место одновременное включение второй и третьей фаз выключателя. Тогда при нормальном включении, кратности перенапряжений могут достигать  $K=4,2$ , при включении в сети с одной заземленной фазой  $K=5,2$ , а при АПВ и АВР  $K=7,2$ .

Установка токоограничивающих реакторов резко снижает частоты и крутизну фронтов перенапряжений, которые становятся безопасными для витковой изоляции статора машины. Максимальная амплитуда перенапряжений при этом изменяется незначительно.

Перенапряжения при включении электродвигателей определяются временным разбросом включения фаз выключателя. Наихудшие условия возникают, когда включение происходит в режиме противофазы напряжений сети и электродвигателя, при запаздывании включения фаз на полпериода колебаний системы кабель-электродвигатель. При иных условиях перенапряжения могут оказаться существенно ниже. Тем не менее, не следует ориентироваться на получение благоприятных условий за счет регулирования моментов включения отдельных фаз, так как при современных методах настройки механических выключателей, нельзя обеспечить требуемую точность.

Перенапряжения высокого уровня возникают также при отключении электродвигателя в аварийных режимах асинхронного хода, двухфазных коротких замыканиях и двойных замыканиях на землю. В этом случае перенапряжения обусловлены свободными колебаниями обмена энергией между индуктивностями отключаемого электродвигателя и емкостями питающего кабеля. Наибольшая частота при этом не превышает 15 кГц.

Выполненные на ЭВМ расчеты показали, что основными факторами, определяющими амплитуды перенапряжений при отключении электродвигателей, являются разветвленность кабельной сети и мощность питающего источника. Мощность электродвигателя и длина питающего кабеля при этих коммутациях не оказывают существенно влияния на характер переходных процессов.

Наибольшие кратности коммутационных перенапряжений при отключении аварийных режимов электродвигателей зависят от угла поворота ротора  $\delta$ :

$$K(\delta) = K(\pi) \sin\left(\frac{\delta}{2}\right),$$

где  $K(\pi)$  – наибольшая кратность при угле поворота ротора  $\delta=\pi$ . Эти перенапряжения имеют максимальную кратность, равную 3,5–4,7.

При отключении двойных замыканий на землю и некоторых сочетаниях порядка отключения фаз выключателя, коммутационные перенапряжения могут достигать уровня  $K=3,0$ – $3,5$  при любом повороте ротора, так как в этих случаях емкость отключенной фазы перезаряжается до двойного линейного напряжения.



## 5.2. Современное состояние исследования коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ

Исследование внутренних перенапряжений на электродвигателях проводилось, начиная приблизительно с 30-х годов в СССР [56–59] и за рубежом [60–68], в связи с экспериментальным и расчетным определением междувитковых напряжений, в процессе включения машин в сеть и при других коммутациях. Материалы этих работ и последующих публикаций содержат результаты специальных опытов, расчетов и автоматической регистрации внутренних перенапряжений в условиях эксплуатации.

Оценка кратности перенапряжений на зажимах двигателей, при их нормальном включении в наиболее распространенном случае, когда между коммутирующим аппаратом и электродвигателем лежит кабельная линия, впервые произведена в работе [62]. В дальнейшем, в [57, 67] теоретически были рассмотрены перенапряжения совместно с аналогичными процессами внутри обмотки вращающейся машины. Результаты экспериментов по этому вопросу описаны в [60, 62, 64, 67, 69–71].

В упомянутых работах рассматриваются перенапряжения, воздействующие на витковую и корпусную изоляцию статора при коммутациях выключателями, имеющими естественные разбросы при срабатывании различных полюсов. На изоляцию электродвигателя при включениях толчком в разветвленную кабельную сеть, могут воздействовать перенапряжения с кратностью не более  $K=2,0$ . Наибольшие перенапряжения возникают, если вторая фаза включается в максимуме собственных колебаний системы кабель-электродвигатель, когда момент коммутации совпадает с наибольшим мгновенным значением напряжения между ранее включенной и коммутируемой фазами. При этом перенапряжения определяются по формуле

$$K = \sqrt{3(0,5P_{уд} + 1) \frac{a}{a+1}},$$

где  $P_{уд}$  – ударный коэффициент собственных колебаний системы кабель-электродвигатель;  $a$  – число кабелей сети\*).

---

\*) Допускается, что волновые сопротивления всех кабелей, включая коммутируемый кабель, одинаковы.

В настоящее время нет единого мнения о величине  $P_{уд}$ . Так, например, по данным [62] в расчетах  $P_{уд}$  следует принимать равным 1,8 (эта величина  $P_{уд}$  обосновывается не теоретически, а ссылкой на осциллограмму, помещенную в тексте), по данным того же автора в работе [64]  $P_{уд}$  обычно имеет величину порядка 1,25–1,62, а по данным работ [69, 72], вышедших значительно позже,  $P_{уд}$  может достигать величины 2,0, причем в [69, 72]  $P_{уд}=2,0$  получен путем эквивалентирования схемы, где пренебрегли междуфазными емкостями кабеля.

В [73] приведены результаты исследования коммутационных перенапряжений, возникающих при включении электродвигателей АО2-41-4, АО2-52-4, А2-72-4 и данные о распределении перенапряжений по секциям обмотки при разной крутизне фронта волны перенапряжения. Снято более 2500 осциллограмм. В работе для примера приведен полигон частостей перенапряжений при включении и реверсе электродвигателя АО2-41-4. Этот полигон показывает, что кратность перенапряжений при коммутациях включения электродвигателей, может превосходить 6,0. Авторы [73] также показали, что крутизна фронта волн при коммутациях включения электродвигателей находится в пределах 15–200 кВ/мкс, причем при крутизне фронта волн выше 70 кВ/мкс, распределение напряжения по секциям машины неравномерно. Значительная кратность перенапряжений при включении и реверсе электродвигателей, достигающая до 6–7, зафиксирована и в [57].

Значительный интерес представляет работа [74], в которой излагаются результаты экспериментальных исследований перенапряжений, возникающих при различных режимах коммутации забойных высоковольтных электродвигателей. В частности, при включениях электродвигателей, в этой работе зафиксирована максимальная кратность перенапряжений  $K=3,0$ . На аналогичных двигателях в [75] при коммутациях включения зафиксирована максимальная кратность  $K=4,8$ .

Имеется достаточно большое число работ, в которых приводятся результаты исследования внутренних перенапряжений на электродвигателях с  $U_H=0,4$  кВ [76, 77]. В [76] получены характеристики перенапряжений для электродвигателей мощностью 2,7 и 100 кВт при различных режимах их работы. Оказалось, что на холостом ходу, включение электродвигателей сопровождается перенапряжениями с кратностью  $K=1,3$ –1,5 в 22% от всех случаев, с  $K=1,5$ –2,0 в 57% и с  $K=2,0$ –3,0 в 21%. Под нагрузкой, включения вызывают такие же перенапряжения, а именно: с  $K=1,3$ –1,5 в 24,5% случаев, с  $K=1,5$ –2,0 в 51%,

с  $K=2,0-3,0$  в 24,5%. В этих опытах были заосциллографированы формы волн с фронтом от 5–7 до 30 мкс и длиной от 10 до 60 мкс.

В [77] приводятся результаты измерения внутренних перенапряжений на зажимах и в нейтрали крановых электродвигателей серии МТН, МТФ и МАП мощностью от 1,2 до 22 кВт. Исследование перенапряжений в нейтрали проводилось для одного двигателя серии МТФ. Всего в нейтрали этого двигателя было зарегистрировано около 800 случаев перенапряжений при коммутациях. Обработка этих материалов показала, что перенапряжения в нейтрали имеют умеренную величину ( $K \leq 1,5$ ) и практически не представляют опасности для ее изоляции.

На всех исследованных в работе [77] двигателях, было зарегистрировано свыше 18000 фазоосциллограмм перенапряжений. Зарегистрированы наибольшие кратности перенапряжений  $K=3,8$  на крановых двигателях серии МТН и  $K=4,0$  на двигателях серии МАП.

Коммутационные перенапряжения при отключении электродвигателей, в литературе рассматриваются более подробно по сравнению с таковыми при включениях. Это объясняется влиянием типа выключателя на перенапряжения в момент среза тока. Теоретическая оценка величины перенапряжений такого типа производилась в [57–59, 61, 62, 66, 78], а результаты экспериментальных исследований приведены в [57, 60–71].

Перенапряжения при отключениях электродвигателей по данным перечисленных работ могут иметь один из трех видов.

1. Перенапряжения с большой крутизной, которые возникают при срезе тока до его естественного перехода через ноль. Эти перенапряжения представляют собой высокочастотные колебания, наложенные на напряжение рабочей частоты. Амплитуда высокочастотных колебаний ограничивается значением  $U=2Z_K i_0$ , где  $Z_K$  – волновое сопротивление питающего кабеля, а  $i_0$  – мгновенное значение тока дуги в момент среза.

2. Перенапряжения средней частоты, которые возникают в системе кабель–электродвигатель. Эти перенапряжения имеют амплитуду  $U=Z_0 i_0$ , где  $Z_0$  – эквивалентное волновое сопротивление комплекса кабель–электродвигатель, а также возникают при наложении колебаний средней частоты на напряжение рабочей частоты. Свободные колебания в этом случае имеют частоту порядка 1 кГц и пологий фронт, безопасный для витковой изоляции. Однако амплитуда этих колебаний может представить опасность для корпусной изоляции.

3. Перенапряжения в результате повторных зажигания дуги на расходящихся контактах коммутирующего выключателя. Эти пере-

напряжения могут быть рассмотрены, как перенапряжения при включениях электродвигателя, при нулевых начальных условиях. Если предположить, что повторные зажигания дуги происходят в момент максимума свободных колебаний, то амплитуда напряжения, проникающего в обмотки, может достигнуть величины

$$\Delta U = 2 Z_0 i_0 \frac{a}{a+1}.$$

Эти перенапряжения опасны как для витковой, так и для корпусной изоляции машины, поскольку переходный процесс вызывает фронты волн длиной около 1–1,5 мкс.

О величине перенапряжений при отключениях электродвигателей в литературе имеются противоречивые мнения.

По данным [57], кратность перенапряжений на двигателях АО2-41-4, АО2-52-4, А2-72-4 может достигать до  $K=6,0-7,0$ . На двигателе АВ-113-4М с номинальным напряжением 6 кВ и мощностью 200 кВт зафиксированы перенапряжения с кратностью до  $K=5,0$ . Эти перенапряжения имели место при отключении электродвигателя при заторможенном роторе. При отключении вращающегося с номинальной скоростью двигателя перенапряжения не превышали  $2U_{\phi}$ .

По данным [73] при отключениях заторможенных высоковольтных электродвигателей, максимальная кратность перенапряжений достигает до 7,0, по данным [61] – до 4,6, а по данным [75] – до 5,1. По данным других авторов [57, 61, 63, 79, 80], при отключениях нормально вращающихся электродвигателей амплитуда перенапряжений может существенно превышать испытательное напряжение ( $K \geq 7,8$ ).

По мнению авторов [76] наибольшие кратности перенапряжений при отключении двигателей с неподвижным ротором возникают при коммутациях воздушным выключателем. Обычные масляные выключатели вызывают перенапряжения умеренной кратности, а экспансионные выключатели таких перенапряжений вообще не вызывают. На величине перенапряжений сказывается также нагрузка электродвигателя. Так, на холостом ходу перенапряжения при отключениях обладают кратностью  $K=1,3-1,5$  в 9,5% от всех случаев,  $K=1,5-2,0$  в 20%,  $K=2,0-3,0$  в 19%,  $K=3,0-4,0$  в 22%,  $K > 4,0$  в 29,5%. Коммутации отключения на этот же двигатель под нагрузкой дают следующую статистику:  $K=1,3-1,5$  в 11,5%,  $K=1,5-2,0$  в 26,5%,  $K=2,0-3,0$  в 45%,  $K=3,0-4,0$  в 17%.

В табл. 5.1–5.6 приведены некоторые характеристики перенапряжений при отключениях электродвигателей и электрооборудования. Материалы этих таблиц, а также вышеприведенные результаты исследований различных авторов, позволяют сделать следующие основные выводы.

1. С ростом мощности машин максимальная кратность перенапряжений снижается.

2. Из всех режимов работы электродвигателей наитяжелейшим с точки зрения перенапряжений является режим с заторможенным ротором.

3. С ростом нагрузки электродвигателя кратность перенапряжений при его отключении снижается.

4. Наибольшие перенапряжения при отключении электродвигателей вызывают воздушные выключатели.

5. Оборудование в выключателях шунтирующих сопротивлений приблизительно вдвое снижает максимальную кратность перенапряжений.

6. Вакуумные выключатели вызывают перенапряжения с кратностью больше 7,0.

7. Кратность междуфазных перенапряжений при коммутациях электродвигателей составляет приблизительно 80–90% от кратности перенапряжений по отношению к земле.

8. Максимальные кратности перенапряжений при коммутациях электродвигателей зачастую превосходят уровень испытательных напряжений  $(1,5 \div 1,7)U_n + 1000$  В, а поэтому электродвигатели нуждаются в защите от внутренних перенапряжений. Приведенная выше информация о величинах и формах внутренних перенапряжений на электродвигателях, относится главным образом к коммутациям отключения и включения. Однако эти перенапряжения составляют лишь часть многообразия перенапряжений, воздействующих на изоляцию статоров машин. В этом смысле неоспоримое значение могли бы иметь сведения по длительной регистрации внутренних перенапряжений на зажимах электродвигателей, в условиях их эксплуатации в реальных промышленных сетях [81–88] и на электростанциях.

В [83] приведены результаты 22-месячной непрерывной регистрации коммутационных перенапряжений на одной фазе двигателя ДСК 260-42/36 мощностью 625 кВт. В работе получена максимальная зарегистрированная кратность перенапряжений, равная  $K=6,0$ . В [81] описываются статистические характеристики перенапряжений в карьерных сетях ( $K_{max}=3,8$ ).

В последние годы СПбГТУ совместно с рядом энергосистем были начаты работы по регистрации внутренних перенапряжений в сетях

собственных нужд электростанций [85]. Недостатком этих работ является то, что они производились при измерениях непосредственно на сборных шинах сетей собственных нужд и потому не дают полной информации о кратностях перенапряжений, воздействующих на изоляцию электродвигателей, работающих в этих сетях. Кроме того, разрешающая способность регистрирующей аппаратуры, использовавшейся при этих измерениях, не позволяет регистрировать импульсы с длительностью менее 100 мкс, что снижает достоверность полученных данных в области коммутационных перенапряжений, имеющих спектр частот выше 10 кГц.

Таблица 5.1

**Перенапряжения при отключении электродвигателей [61]**

Режим работы электродвигателя	Характеристики электродвигателя	Длина питающего кабеля, м	Кратность перенапряжений		
			выключатель с малым объемом масла	воздушный выключатель	выключатель с большим объемом масла
Холостой ход	8 кВ, 1000 кВт	0	1,3	2,1	1,5
		30	-	2,3	-
		60	1,5	3,3	1,7
		90	-	2,7	-
	6 кВ, 198 кВт	0	2,8	2,6	3,2
		25	3,4	2,9	3,4
		50	1,85	3,1	3,4
		100	1,95	3,1	2,7
	6 кВ, 150 кВт	0	1,5	2,5	4,6
	8 кВ, 1250кВт	0	1,9	1,9	1,3
Полная нагрузка	6 кВ, 150 кВт	0	-	4,2	-
	6,3 кВ, 240 кВт	0	2,0	2,9	1,9
Заторможенный ротор	6 кВ, 150 кВт	0	$\frac{1,8}{3,9}$	$\frac{3,5}{5,7}$	$\frac{1,5}{2,9}$
			$\frac{1,07}{1,4}$	$\frac{1,8}{2,9}$	$\frac{1,15}{2,22}$
	8 кВ, 1250 кВт	0	$\frac{2,2}{4,25}$	$\frac{3,22}{4,25}$	$\frac{2,15}{3,56}$
	6,3 кВ, 40 кВт	0			

Примечание: в числителе – среднее, в знаменателе – максимальное значение.

Таблица 5.2

**Перенапряжения при отключении электродвигателей [62]**

Характеристики электродвигателя	Длина кабеля, м	Отключаемый ток, А	Кратность перенапряжений			
			воздушный выключатель	выключатель с большим объемом масла	выключатель с малым объемом масла	электромагнитный выключатель
3 кВ, 125 кВт	117	10	2,08	2,0	1,28	1,28
		65-75	6,6	2,16	3,15	1,0
		125-145	8,55	4,03	4,32	2,08
3 кВ, 600 кВт	200	28	1,68	1,68	1,2	1,2
		180-350	4,4	1,49	-	1,0
		600-650	4,67	4,46	2,4	2,68
4 кВ, 1250 кВт	160	51	1,86	1,19	1,27	-
		175-212	3,39	1,25	1,46	-
		340-350	$\frac{3,82}{2,64}$	1,35	1,51	-
		880-925	3,50	2,86	2,9	-
3 кВ, 312 кВт	160	14	1,52	1,79	-	-
		90	$\frac{7,9}{3,13}$	2,0	-	-
		225-235	$\frac{6,34}{2,93}$	-	-	4,4

Примечание: в числителе – без нелинейного сопротивления, в знаменателе – с нелинейным сопротивлением.

Таблица 5.3

**Перенапряжения при отключении электродвигателей [70]**

Характеристики электродвигателя	Длина кабеля, м	Кратность фазных перенапряжений					Кратность междуфазных перенапряжений
		воздушный выключатель	выключатель с малым объемом масла	магнитный выключатель	автоматический выключатель	масляный выключатель с поршневым устройством	
6,6 кВ, 155 кВт	170	-	4,7	-	-	-	3,1
	170	-	5,0	-	-	-	3,8
	170	-	3,2	-	-	-	2,2
	184	-	-	2,1	-	-	1,6
	189	-	-	-	3,9	-	3,2
	189	-	-	-	3,3	-	3,3
	189	-	-	-	-	5,0	4,4
	170	-	4,1	-	-	-	2,8
6,6 кВ, 220 кВт	170	-	3,9	-	-	-	2,9
	108	-	-	-	-	-	2,4
	70	7,8	-	-	-	-	4,8
	70	6,8	-	-	-	-	8,5
3 кВ, 90 кВт	70	4,1	-	-	-	-	3,9
	70	4,2	-	-	-	-	4,4
	70	5,7	-	-	-	-	4,9
	70	3,8	-	-	-	-	3,7
	70	3,4	-	-	-	-	2,9
	70	3,9	-	-	-	-	2,7
	70	3,2	-	-	-	-	3,0



Таблица 5.4

**Перенапряжения при отключении двигателей [72]**

Марка и характеристики электродвигателя	Характеристики кабеля		Кратность перенапряжения	
	длина, м	сечение, мм <sup>2</sup>	$\bar{K}$	$K_{max}$
АВ-113-4М, 6 кВ, 250 кВт	35	3х70	3,1	4,0
А-12-42-8А, 6 кВ, 250 кВт	170	3х70	4,1	5,0
ДАЗО 15-69-10/12, 6 кВ, 370 кВт	175	3х70	3,7	4,2
ВДН 170/34-16А, 6 кВ, 500кВт	120	3х70	2,4	3,0
ДАЗО 13-50-4, 6 кВ, 550 кВт	60	3х70	2,5	2,9
ДАЗО 15-69, 6 кВ, 630 кВт	170	3х70	1,8	2,2
ДАЗО 1914-10/12, 6 кВ, 850 кВт	220	3х70	1,9	2,4
ДАЗО 1914, 6 кВ, 1500 кВт	220	3х185	1,6	2,0
СДС3-200-100, 6 кВ, 2000 кВт	120	(3х120)х2	2,0	2,5
АС-4000/6000, 6 кВ, 4000 кВт	55	(3х185)х2	2,0	4,4

Таблица 5.5

**Перенапряжения при отключении электродвигателя  
5 кВ, 140 кВт с кабелем 200 м [62]**

Тип выключателя	Кратность перенапряжений
Автопневматический выключатель	2,70
Масляный выключатель	3,43
Контактор с магнитным дутьем	3,67
Воздушный выключатель без последовательного нелинейного сопротивления	7,35
Воздушный выключатель с последовательным нелинейным сопротивлением	3,92

Таблица 5.6

**Распределение кратности перенапряжений при отключении  
электродвигателя вакуумным выключателем [81]**

Число переходных процессов	$K$					
	1,5÷2,5	2,5÷3,5	3,5÷4,5	4,5÷5,5	5,5÷6,5	6,5÷7,5
83	15	6	11	4	2	2

Работы по длительной автоматической регистрации внутренних перенапряжений на вращающихся машинах проводились также в США [88]. Здесь проанализированы 854 импульса перенапряжений, имевших место за 4 года в 14 энергосистемах США. На электрических машинах зафиксированы перенапряжения с кратностью  $K \geq 5,0$ .

Таким образом, из анализа литературных источников следует, что в эксплуатации, на изоляцию высоковольтных двигателей могут воздействовать коммутационные перенапряжения с амплитудой, значительно превышающей амплитуду испытательного импульса переменным напряжением. Это обуславливает необходимость защиты электродвигателей от таких перенапряжений.

Далее приводится обзор экспериментальных исследований кратности перенапряжений при коммутациях электродвигателей различными вакуумными коммутационными аппаратами, выполненные зарубежными и российскими исследователями, в том числе авторами данной книги.

Наименьшие перенапряжения возникают при коммутациях электродвигателей вакуумными контакторами, токи отключения которых, находятся в пределах 200–440 А.

Японские вакуумные контакторы VC2 (фирма Tojodenki) имеют ток среза  $I_{cp} \leq 3$  А и вызывают кратность перенапряжения  $K_{max} = 2,6$ , контакторы CV432H (фирма Toshiba) –  $I_{cp} \leq 2$  А,  $K_{max} \leq 1,8$  [90].

Приблизительно такие же характеристики отечественных контакторов типа КВТ-6/10-4/400-У2, имеющих  $I_{cp} \leq 2$  А,  $K_{max} \leq 1,8$  [90].

В Японии [91] опыты показали, что коммутации холостого электродвигателя 45 кВт, 6 кВт контакторами, сопровождаются кратностями не более  $K_{max} = 2,6$ , если к машине кабель не присоединен;  $K_{max} = 2,2$  при присоединении к ней кабеля;  $K_{max} = 1,8$ , если к машине присоединен конденсатор емкостью  $C = 0,02$  мкФ.

Аналогичные опыты проводились на электродвигателе 150 кВт, 6 кВ. Оказалось, что отключения контакторами сразу после пуска электродвигателя, приводит к перенапряжениям с кратностью  $K_{max} \leq 1,4$ , отключения при нормальной частоте вращения –  $K_{max} \leq 2,2$ , отключения при нормальной частоте вращения и присоединенном конденсаторе (0,02 мкФ) –  $K_{max} \leq 1,2$ .

В [91] описываются эксперименты по коммутациям синхронного двигателя СДЭ-15-39-6, 1250 кВт, 6 кВ вакуумным контактором КВТ-6/10-4/400-У2. Обработка осциллограмм отключения при синх-

ронной частоте (60 коммутаций) показала, что  $\bar{K}=1,3$ ,  $\sigma=0,34$ ,  $K_{max}=1,85$  при отключении, в процессе пуска  $\bar{K}=1,36$ ,  $\sigma=0,24$ ,  $K_{max}=1,76$ .

Таким образом, коммутации электродвигателей вакуумными контакторами, сопровождаются вполне умеренными кратностями перенапряжений, что является важным эксплуатационным качеством этих аппаратов – возможность применения их без защиты от перенапряжений.

Рассмотрим теперь перенапряжения, возникающие при коммутациях электродвигателей вакуумными выключателями нагрузки. Наиболее обширные исследования в этом направлении приведены в [1]. В работе исследованы вакуумные выключатели с камерой КДВ-21 при коммутациях электродвигателя 250 кВт. Наибольшие перенапряжения имели кратности  $K_{max}=3,1$ . При включении в цепь конденсаторов от 0,47 до 0,66 мкФ кратности при отключении холостых электродвигателей снизились до  $K_{max}=2,0$ .

При отключении пусковых токов кратности несколько снизились ( $K_{max}=2,1$ ), что объясняется уменьшением волнового сопротивления электродвигателей в пусковом режиме (из-за снижения индуктивности), а также результатами теплофизических процессов в вакуумных дугогасительных камерах, обуславливающих снижение тока среза при больших отключаемых токах.

Опыт отключения асинхронных электродвигателей типа ДАЗ мощностью 1,5 МВт с применением вакуумных выключателей нагрузки (13ВМ-10/300) показал, что при отсутствии емкости в присоединении электродвигателя  $\bar{K}=2,67$ ,  $K_{max}=2,94$ , частота переходных процессов  $f=7540$  Гц (количество опытов  $n=93$ ), при емкости  $C=0,1$  мкФ,  $\bar{K}=1,06$ ;  $K_{max}=1,36$ ,  $f=1854$  Гц ( $n=30$ ).

В [1] описываются эксперименты с применением вакуумных выключателей нагрузки типа ВНВП-10/320 и ВВН-10/320 при коммутациях двух синхронных электродвигателей типа СДЭ-15-39-6 (1,25 МВт), одного типа МСЭ-321-10-6 (0,86 МВт) и одного типа СДЭУ-14-29-6 (0,52 МВт). В опытах отключения холостых электродвигателей зафиксированы максимальные кратности соответственно  $K_{max}=3,3$ ;  $K_{max}=3,4$ ;  $K_{max}=3,5$  и  $K_{max}=3,8$ .

Аналогичные исследования проводились на комбинате “Ураласбест” с применением вакуумных выключателей ВВВ-10/320 с камерами (КВД-21) – на двух синхронных электродвигателях СДЭ-14-29-6. Максимальные кратности достигли величин  $K_{max}=2,5$  при включениях холостых электродвигателей и  $K_{max}=5,0$  при их отключениях.

И, наконец, рассмотрим перенапряжения при коммутациях электродвигателей вакуумными выключателями, выполняющими сразу две функции в качестве оперативных и в качестве защитных коммутационных аппаратов.

Испытаниям подвергались вакуумные выключатели Минусинского завода [92]. При коммутациях включения первого  $\bar{K}=1,62$ ,  $\sigma=0,51$ ,  $K_{max}=2,5$ , второго –  $\bar{K}=1,49$ ,  $\sigma=0,62$ ,  $K_{max}=2,6$ . Соответственно при отключениях двигателя мощностью 630 кВт –  $\bar{K}=1,58$ ,  $\sigma=0,72$ ,  $K_{max}=2,9$ ; 1250 кВт –  $\bar{K}=2,37$ ,  $\sigma=0,76$ ,  $K_{max}=3,7$ .

### **5.3. Характеристики коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей**

Внутренние перенапряжения, воздействующие на изоляцию высоковольтных электродвигателей в условиях эксплуатации, условно могут быть подразделены: на перенапряжения при коммутациях оперативного отключения и включения; при АВР и реверсе; при коммутациях отключения машины в режиме с заторможенным ротором; а также перенапряжения, возникающие в питающей сети при различных коммутациях, в том числе при металлических и дуговых замыканиях на землю. Последние были рассмотрены в четвертой главе. Здесь приводятся лишь результаты измерения непосредственно на электродвигателях при их коммутациях.

Исследование перенапряжений при коммутациях электродвигателей преследовало две цели:

1) сопоставление расчетов по методике, изложенной в разделе 2.4, и соответствующих экспериментов;

2) накопление статистических характеристик перенапряжений с целью прогнозирования уровня перенапряжений для сравнения с характеристиками изоляции электродвигателя.

Первая задача была решена для электродвигателя сетевого насоса ПСНЗ-5/3 сетей собственных нужд электростанций типа А-13-62-8, 6 кВ, 630 кВт. Коммутация электродвигателем выполнялась малообъемным масляным выключателем ВМП-10 с приводом ПЭ-11.

Измерения перенапряжений на зажимах электродвигателя производились с помощью автоматического регистратора грозовых перенапряжений (АРГП), разработанного в Санкт-Петербургском государственном техническом университете и позволяющего осуществлять

осциллографическую запись электромагнитных переходных процессов с частотами до 1 МГц одновременно на трех фазах.

Регистрация процессов коммутации электродвигателей сопровождается определенными трудностями, связанными с необходимостью сочетания записи кривых изменения напряжения в течение времени, достаточного для замыкания или размыкания всех трех фаз выключателя, которое может длиться несколько миллисекунд. В этом смысле автоматические регистраторы грозовых перенапряжений имеют неоспоримые преимущества, так как в них предусмотрены и медленная, и быстрая развертки, причем последняя при широком диапазоне регулирования обеспечивается повторными запусками, следующими один за другим при возникновении нескольких коммутационных импульсов. Минимальный интервал времени между последовательными срабатываниями схемы запуска составляет при положительных пусковых импульсах 100 мкс, а при отрицательных 200 мкс. При больших разбросах по времени замыкания или размыкания фаз выключателя схема прибора позволяет проследить весь процесс коммутации электродвигателя.

К исследуемому электродвигателю (ЭД) АРГП подключался через трехфазный емкостный делитель напряжения с емкостями высоковольтного и низковольтного плеч  $C_1=500$  пФ и  $C_2=48000$  пФ (рис. 5.1).

Регистрация перенапряжений производилась в течение 75 суток. За это время автоматическим регистратором было записано 414 фазоосциллограмм (138 трехфазных осциллограмм).

Как было отмечено выше, целью измерений с помощью автоматического регистратора грозовых перенапряжений было:

1) подтвердить достоверность характера переходного процесса и частот свободных составляющих, полученных в результате расчетов с помощью ЭВМ;

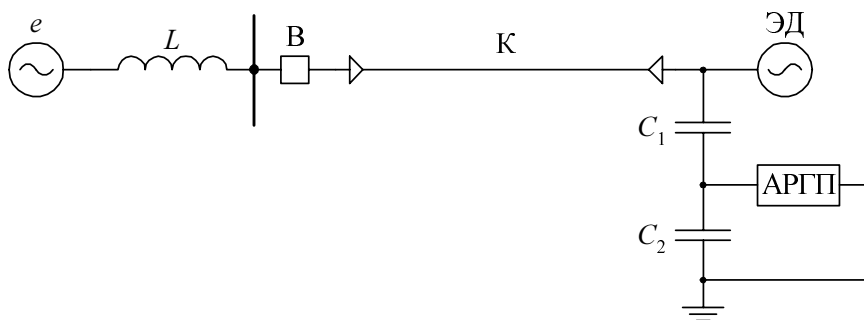


Рис. 5.1. Схема подключения АРГП к сети собственных нужд электростанции

2) определить влияние механической настройки контактной системы выключателя на коммутационный процесс – включения выключателя;  
 3) получить статистику ударных коэффициентов при коммутациях электродвигателя;

4) провести сопоставление формы кривых электромагнитного переходного процесса, полученных в эксперименте и рассчитанных с помощью ЭЦВМ;

5) получить статистику кратности коммутационных перенапряжений на зажимах электродвигателя.

Сопоставление показало, что расчеты на ЭВМ и эксперименты дают удовлетворительное согласие, как по форме импульсов, так и по кратности перенапряжений. Оказалось, что предельной величиной ударного коэффициента первой амплитуды собственных колебаний системы кабель-электродвигатель, можно считать 1,8.

В таблице 5.7 приведено распределение кратностей перенапряжений, возникающих при коммутациях второй и третьей фаз, полученное при автоматической регистрации. Из данных этой таблицы видно, что перенапряжения при включениях исследованного электродвигателя, имеют сравнительно небольшую величину. Причиной этого являются большие запаздывания моментов замыкания второй и третьей фаз выключателя по сравнению с первой и попадание моментов включения второй и третьей фаз на минимумы мгновенных значений колебательных напряжений. Для коммутирующего выключателя ВМП-10, разбросы фаз доходили до десятков микросекунд. Для различных выключателей и их регулировок, времена замыкания контактов будут случайными величинами. Это свидетельствует о реальной возможности осуществления включения фаз в неблагоприятные моменты времени, когда перенапряжения будут существенно выше зарегистрированных в описываемой серии опытов.

Таблица 5.7

**Распределение кратности перенапряжений при коммутациях  
включения электродвигателя**

Коммутация	$K \pm 0,05$											
	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	2,1	2,2
Включение второй фазы	0	1	2	1	5	3	3	3	3	4	2	1
Включение третьей фазы	2	6	8	3	6	3	3	4	2	5	2	–

Для исследования внутренних перенапряжений в качестве регистрирующей аппаратуры, были использованы также амплитудные автоматические регистраторы на самописцах (ААРВП), работающие по принципу пикового вольтметра.

Для подключения регистрирующей аппаратуры, наилучшим с точки зрения частотных характеристик является емкостный делитель (ЕД). При измерениях на зажимах электродвигателей в качестве высоковольтного плеча емкостного делителя, применялись конденсаторы типа КВИ с общей емкостью  $C_1=733$  пФ и одноминутным испытательным напряжением 30 кВ.

Измерениями были охвачены 8 электродвигателей мощностью от 630 до 1200 кВт. Для регистрации перенапряжений были выбраны такие двигатели, которые по технологическим соображениям коммутировались часто, например несколько раз в сутки. К таким электродвигателям относятся двигатели шаровых мельниц и транспортеров. Исследованные двигатели питались от шин подстанций через кабель длиной ~150–200 м.

Длительность регистрации перенапряжений на двигателях, которые для удобства изложения материала в дальнейшем обозначаются через ЭД1–ЭД8, составляет около 360 дней. За это время на восьми электродвигателях зарегистрировано свыше 2600 фазоосциллограмм переходных процессов.

Распределение кратности перенапряжений на электродвигателях приведено в табл. 5.8. Эти перенапряжения практически возникали при коммутациях отключения и включения электродвигателей и при аварийных и оперативных режимах.

Попробуем величину  $P(K)$  – вероятности возникновения перенапряжений с кратностью, равной или большей заданной  $K$ , – охарактеризовать усредненной оценкой, общей для всех питающих подстанций и всех электродвигателей. Для этого следует определить степень близости статистических рядов кратности перенапряжений  $K$ , полученных на различных двигателях и на различных сборных шинах питающих подстанций.

Можно считать справедливым предположение о том, что закон распределения  $P(K)$  для каждого статистического ряда из табл. 5.8 один и тот же, а различие между оценками  $P(K)$  обусловлено лишь ограниченной длительностью регистрации, а следовательно, ограниченным объемом информации. Действительно, упомянутые статистические

ряды получены практически в одинаковых условиях и нет основания рассматривать каждый ряд  $K$ , существенно отличающимся от другого. При этом допущении ряды  $K$  объединены в виде генеральной совокупности, которая приведена в табл. 5.8 (последняя строка). Это предположение формально проверено методами математической статистики и получен положительный результат.

Рассчитанный по формуле  $N_{K\Gamma}$ , статистический ряд  $K$  для электродвигателей при  $K \geq 1,75$ , приведен в табл. 5.9. Проверка методами математической статистики показала, что  $N_{K\Gamma}$  удовлетворительно аппроксимируется законами: при  $1,75 \leq K \leq 2,55$  —  $N_{K\Gamma} = 323 \cdot e^{-2,4(K-1,75)}$ , при  $K > 2,55$  —  $N_{K\Gamma} = 46,6 \cdot e^{-4,06(K-2,55)}$ .

На рис. 5.2 приведены, полученные значения  $K_{\tau}$  в зависимости от числа лет  $\tau$  и 95%-ный доверительный интервал для этой величины. Верхняя граница этого интервала соответствует 97,5% вероятности того, что истинная средняя по группе величин расположена ниже этой границы. Для сравнения на этом же рисунке нанесена кратность  $K_{min}$  для электродвигателей. Из рис. 5.2 видно, что в первом приближении, каждая коммутация электродвигателей вызывает перенапряжения с амплитудой, превосходящей амплитуду испытательного напряжения. Это может привести к пробое или к ускоренному старению их изоляции.

Таблица 5.8

**Распределение кратности перенапряжений  
на электродвигателях 6 кВ**

Электродвигатель	Длительность регистрации, суки	Число осциллограмм	$K \pm 0,05$													
			1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	2,1	2,2		
ЭД1	350	741	190	110	33	11	12	7	7	93	81	36	25	24		
ЭД2	355	630	170	86	36	12	11	6	7	80	47	35	20	20		
ЭД3	360	584	165	99	29	12	11	6	7	68	39	30	18	18		
ЭД4	355	663	165	100	37	11	10	7	6	93	80	29	17	16		
ЭД5	365	698	180	100	37	10	9	6	7	92	80	36	15	18		
ЭД6	350	685	180	86	33	10	12	5	6	81	82	35	27	24		
ЭД7	360	617	164	100	37	12	11	8	7	68	47	30	23	20		
ЭД8	355	615	166	111	30	12	12	7	7	93	39	28	15	16		
Всего	2850	5233	1380	792	272	90	88	52	54	668	495	259	160	156		



Продолжение таблицы 5.8

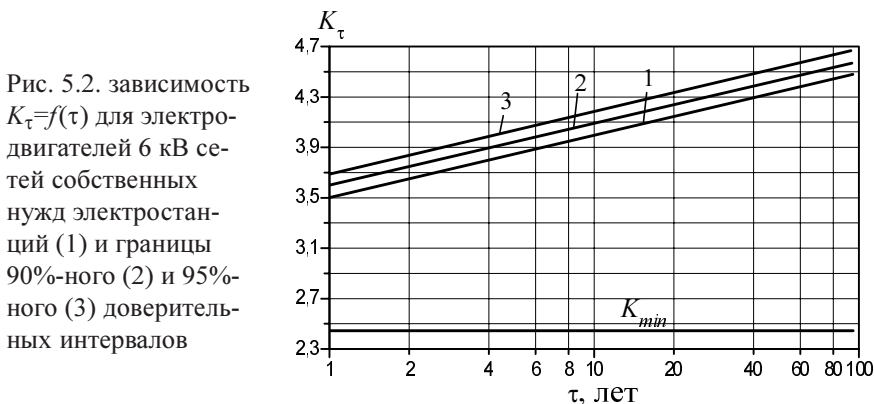
**Распределение кратности перенапряжений  
на электродвигателях 6 кВ**

Электродвигатель	Длительность регистрации, сутки	Число осциллограмм	$K \pm 0,05$														
			2,3	2,4	2,5	2,6	2,7	2,8	2,9	3,0	3,1	3,2	3,3	3,4	3,5		
ЭД1	350	741	20	18	17	16	16	5	4	3	3	2	1	1	1		
ЭД2	355	630	23	18	13	13	15	4	4	3	3	2	1	0	1		
ЭД3	360	584	18	16	12	11	13	2	4	2	2	1	0	0	1		
ЭД4	355	663	19	16	11	16	12	3	5	3	3	2	2	1	0		
ЭД5	365	698	26	17	10	20	19	3	5	2	2	2	1	0	1		
ЭД6	350	685	26	17	17	6	16	6	6	4	3	2	1	0	0		
ЭД7	360	617	19	15	13	20	10	3	3	1	2	2	0	2	0		
ЭД8	355	615	23	4	13	11	10	2	3	4	4	2	1	0	2		
Всего	2850	5233	174	120	106	113	111	28	34	22	22	15	7	4	6		

Таблица 5.9

**Распределение числа перенапряжений с кратностью,  
равной или выше заданной**

N	K																
	1,75	1,85	1,95	2,05	2,15	2,25	2,35	2,45	2,55	2,65	2,75	2,85	2,95	3,05	3,15	3,125	3,35
$N_{кф}$	2500	1832	1339	1078	918	762	588	468	362	249	138	110	76	54	32	17	10
$N_{кр}$	323,0	235,0	175,0	138,0	115,5	98,3	77,5	60,1	46,6	32,1	17,8	14,2	9,8	6,95	4,1	2,3	1,29



#### **5.4. Меры принудительного ограничения коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ**

Возникновение коммутационных перенапряжений связано с оперативными и аварийными коммутациями электрооборудования. Коммутационные перенапряжения в нормальном режиме, как правило, не превышают двукратной величины. Исключение составляют коммутации в момент прохождения через выключатель большого тока среза, отключения заторможенных двигателей, а также их включения при несимметричных режимах. В этих случаях максимальная кратность перенапряжений при отключении электродвигателей достигает 5,0, а иногда и больше.

Несмотря на то, что уровень воздействующих на изоляцию электродвигателей перенапряжений в большинстве случаев лежит ниже уровня электрической прочности этой изоляции, отмечаются систематические выходы из строя электрооборудования по причине перенапряжений. Анализ аварийности показал, что увеличению числа перенапряжений, воздействующих на изоляцию, соответствует увеличение числа повреждений этой изоляции. Одной из основных причин пробоя изоляции является кумулятивный эффект, выражающийся в том, что перенапряжения, по величине значительно меньшие, чем пробивное напряжение, приводят к развитию местных дефектов изоляции (частичных разрядов). Со временем происходит накопление таких воздействий, что приводит к полному пробое изоляции даже от незначительных величин перенапряжений.

Ограничение коммутационных перенапряжений может осуществляться двумя путями (рис. 5.3). Первый путь предусматривает мероприятия, направленные на снижение вероятности возникновения таких аварийных ситуаций, как отключение заторможенных двигателей, их включение-отключение, следующие непосредственно одно за другим, несинхронность срабатывания контактов выключателей. Следует также избегать отключения цепей, обладающих малой емкостью, например, холостых секций.

Второй путь заключается в установке нелинейных ограничителей перенапряжений (ОПН), вентильных разрядников серии РВМК и увеличении емкости цепи.



Рис. 5.3. Меры ограничения коммутационных перенапряжений

Так как коммутационные перенапряжения зависят от емкости отключаемой цепи, увеличение этой емкости приводит к снижению перенапряжений. Кроме того, при этом снижается скорость нарастания напряжения на зажимах коммутационной аппаратуры. Она должна ограничиваться до 1–2 кВ/мкс. Для достижения этого необходимо, чтобы емкость подводящих кабелей составляла 0,1–0,5 мкФ на фазу (т.е. при длине 0,2–1 км). В противном случае увеличить ее можно путем установки косинусных конденсаторов.

Использование выключателей с шунтирующими сопротивлениями связано с определенными техническими трудностями. Применение линейных сопротивлений требует большого активного объема, так как должна быть рассеяна достаточно большая мощность; использование же нелинейных резисторов требует разработки новых принципов работы выключателей, что связано с большими затратами.

Настройка выключателей не является эффективным средством. Этот метод требует постоянного контроля, за состоянием одновременности включения контактов, что вызывает большие трудности в условиях эксплуатации.

## ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО ВАРИАНТА ЗАЩИТЫ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ 6 И 10 КВ ОТ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

### 6.1. Анализ характеристик вентильных разрядников

До настоящего времени основным средством защиты от перенапряжений является вентильный разрядник. Этот защитный аппарат состоит из искровых промежутков и последовательных нелинейных сопротивлений (НС), иногда называемых рабочими сопротивлениями. В большинстве вентильных разрядников, параллельно искровым промежуткам присоединяются сопротивления ШР. Последние служат для равномерного распределения напряжения по искровым промежуткам.

При воздействии на вентильный разрядник перенапряжений, превышающих его пробивное напряжение, происходит пробой ИП и рабочие сопротивления присоединяются к сети. При этом перенапряжение в точке установки аппарата определяется в основном падением напряжения на рабочих сопротивлениях. Оно иногда называется остающимся напряжением на разряднике ( $U_{ост}$ ). Это напряжение должно быть  $\sim$  на 30% меньше, чем допустимое напряжение на защищаемой изоляции. Ток, протекающий через разрядник за импульсным пробоем ИП под влиянием напряжения 50 Гц, называется сопровождающим током. Этот ток ограничивается рабочим сопротивлением аппарата, величина которого резко возрастает при снижении напряжения на разряднике. При переходе тока через нуль, дуга в ИП гаснет и разрядник приходит в исходное состояние. Таким образом, ИП вентильных разрядников при отсутствии перенапряжений отделяют рабочие сопротивления от сети и подключают их в момент появления опасных для изоляции перенапряжений.

Искровые промежутки, по возможности, должны иметь горизонтальную вольт-секундную характеристику, то есть малое изменение пробивного напряжения  $U_{пр}$  в широком диапазоне предразрядных времен (от мкс до мс) и малый разброс  $U_{пр}$ . Кроме того,  $U_{пр}$  не должно изменяться после многократного пропускания нормированных импульсных и сопровождающих токов, а также при колебаниях температуры и воздействия тряски, ударов и вибрации. ИП должны гасить дугу сопровождающего тока, как правило, при первом переходе его через нуль.

Для выполнения этих требований применяются ИП следующих типов:

- с неподвижной дугой сопровождающего тока, которая гасится практически в том же месте, где происходит пробой (используется в разрядниках серий РВС, РВП и РВО, которые обозначаются как разрядники III и IV групп по ГОСТ 16357-83);

- с дугой, вращающейся в кольцевом зазоре между электродами под действием магнитного поля (такие ИП применяются в вентильных разрядниках серий РВМ и РВМГ, которые обозначаются как разрядники II группы);

- с растягивающейся дугой, которая передвигаясь между электродами под действием магнитного поля, значительно (в десятки и сотни раз) увеличивает свою длину; с такими ИП выпускаются разрядники серий РВТ и РВРД, которые обозначаются как разрядники I группы.

Последовательное сопротивление вентильного разрядника должно обладать нелинейной вольтамперной характеристикой и способностью многократно пропускать импульсные и сопровождающие токи. Для нелинейных сопротивлений используются твердые полупроводниковые материалы, проводимость которых практически мгновенно возрастает при увеличении приложенного напряжения. НС изготавливались из электротехнического карбида кремния (карборунда) SiC. Удельное сопротивление зерен карборунда составляет примерно  $10^{-2}$  Ом·м. На их поверхности имеется полупроводящий запирающий слой толщиной  $\sim 100$  мкм из окиси кремния SiO<sub>2</sub>.

Удельное сопротивление запирающего слоя нелинейно зависит от напряженности электрического поля. При малых значениях оно составляет  $10^4 \dots 10^6$  Ом·м и к нему прикладывается практически все напряжение. При повышении напряженности поля проводимость запирающего слоя резко возрастает и общее сопротивление резистора начинает определяться собственно зернами карборунда.

Нелинейные резисторы вентильных разрядников прессуются в виде дисков из исходной массы, состоящей из порошка карбида кремния и связующего материала. В настоящее время применяются диски из вилита и тервита. Для изготовления вилитовых дисков в качестве связующего материала применяется жидкое стекло, это позволяет обжигать заготовки дисков при относительно низкой температуре (около 300°C). Тервитовые диски, в которых связующим является смесь

жидкого стекла и глинозема, при изготовлении обжигаются при температуре 1000°C. При этом часть запорных пленок  $\text{SiO}_2$  выгорает, что приводит к некоторому ухудшению нелинейности резисторов, но одновременно значительно возрастает их пропускная способность, то есть способность многократно пропускать без повреждения большие токи.

Вольт-амперную характеристику нелинейных резисторов принято характеризовать степенной зависимостью

$$U = CI^\alpha,$$

где  $C$  – постоянная, учитывающая свойства материала и размер резистора;  $\alpha$  – коэффициент нелинейности материала, имеющий разные значения в области малых и больших токов.

Как следует из приведенной зависимости, вольт-амперную характеристику целесообразно строить в логарифмических шкалах, в которых она изображается отрезками прямой линии. На рис. 6.1 показана типичная вольт-амперная характеристики вилитовых дисков.

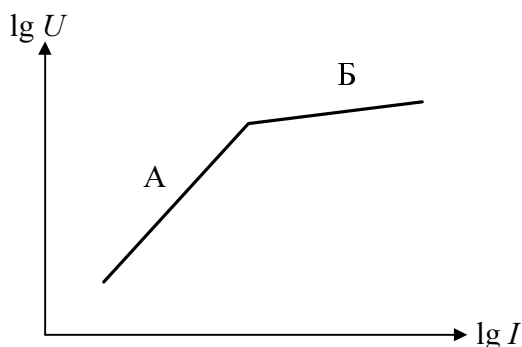


Рис. 6.1. ВАХ вентильных разрядников

Области больших токов, проходящих через разрядник при грозовых перенапряжениях, соответствует участок (Б) вольт-амперной характеристики. На этом участке коэффициент нелинейности  $\alpha$  для вилита равен 0,1...0,2, для тервита – 0,15...0,25. Участок (А) вольт-амперной характеристики соответствует области сопровождающих токов и большинству токов коммутационных перенапряжений. Коэффициент  $\alpha$  для этого участка значительно выше: для вилита – 0,28...0,3;

для тервита – 0,35...0,38.

Вольт-амперная характеристика нелинейного сопротивления, состоящего из  $m$  последовательно включенных резисторов, записывается в виде

$$U = m C I^\alpha.$$

Значения  $C$  и  $\alpha$  должны быть различными для двух участков вольт-амперной характеристики.

Таблица 6.1

### Характеристики вентильных разрядников 3–220 кВ

$U_{\text{ном}},$ кВ	$U_{\text{пр } 50},$ кВ дейст.	$K_{\text{пр } 50}$	$U_{\text{пр.и}},$ кВ	$K_{\text{пр.и}}$	$U_{\text{ост}}$ (кВ) при токах (кА)			$K_{\text{ост}}$ при токах (кА)		
					3	5	10	3	5	10
I группа по ГОСТ 16357-83										
6	15–18	4,31–5,18	14	2,85	14	16	18	2,85	3,26	3,67
10	25–30	4,31–5,17	23,5	2,87	23,5	26,5	30,5	2,87	3,24	3,73
II группа по ГОСТ 16357-83										
6	15–18	4,31–5,18	15,5	3,16	17	18	20	3,47	3,67	4,08
10	25–30	4,31–5,17	25,5	3,12	28	30	33	3,42	3,67	4,04
IV группа по ГОСТ 16357-83										
6	16–19	3,26–5,0	32	–	25	27	–	5,1	5,5	–
10	25–30,5	4,48–5,26	48	5,87	43	45	–	5,26	5,5	–

В таблице 6.1. приведены характеристики вентильных разрядников 6 и 10 кВ, где обозначено:

$U_{\text{ном}}$  – номинальное напряжение сети (кВ);

$U_{\text{пр.50}}$  – пробивное напряжение аппарата при частоте 50 Гц (кВ дейст.);

$K_{\text{пр.50}} = \frac{\sqrt{3} U_{\text{пр.50}}}{U_{\text{ном}}}$  – кратность пробивного напряжения при частоте 50 Гц;

$U_{\text{пр.и}}$  – пробивное напряжение аппарата при грозовых импульсах (кВ);

$K_{\text{пр.и}} = \frac{\sqrt{3} U_{\text{пр.и}}}{\sqrt{2} U_{\text{ном}}}$  – соответствующая кратность;

$U_{\text{ост}}$  – остающееся напряжение при заданном токе (кВ);

$K_{\text{ост}} = \frac{\sqrt{3} U_{\text{ост}}}{\sqrt{2} U_{\text{ном}}}$  – соответствующая кратность.

Как видно из этой таблицы:

1) у вентильных разрядников 6 и 10 кВ пробивное напряжение при частоте 50 Гц, импульсное пробивное напряжение и остающееся напряжение при расчетных токах в ряде случаев более  $(5-6)U_{\text{ф}}$ , что должно быть учтено при организации защиты электрооборудования;

2) практически все упомянутые разрядники отстроены от внутренних перенапряжений, что объясняется ограниченной пропускной способностью этих защитных аппаратов.

В заключении этого параграфа отметим, что в настоящее время выпуск вентильных разрядников 6 и 10 кВ в большинстве заводоизготовителей прекращен, а подавляющая часть вентильных разрядников, находящихся в эксплуатации, проработала более 25–30 лет. Анализ показывает, что после такого срока эксплуатации защитные характеристики (вольт-амперная и вольт-секундная) вентильных разрядников на 15–20% ухудшаются, следовательно, в несколько раз падает показатель надежности грозозащиты электрооборудования.

## 6.2. Схемные мероприятия

Наиболее простым способом искусственного ограничения перенапряжений независимо от класса напряжения сети являются схемные мероприятия. Не вдаваясь в подробности, отметим главные из них:

1) запрет длительных режимов работы односторонне питаемых линий с электродвигателями в грозовой сезон;

2) регулярный контроль тросовых и стержневых молниеотводов с точки зрения корродирования;

3) контроль и измерение сопротивления растеканию и импульсного сопротивления контуров заземления;

4) включение и отключение линий с электродвигателями в ненагруженном режиме со стороны более мощных подстанций;

5) использование выключателей с высокой дугогасящей способностью (которые не допускают опасные повторные зажигания дуги при отключениях емкостных нагрузок);

6) отключение индуктивных токов электродвигателей при наличии достаточно большой емкости параллельно отключаемому индуктивному элементу;

7) запрет режимов отключения электродвигателей с заторможенным ротором;

8) запрет коммутации отключения электродвигателей сразу после их включения.



### 6.3. Релейная защита и системная автоматика

На величину перенапряжений и их последствий важное влияние оказывают релейная защита и системная автоматика. Рассмотрим, отмеченное на примере сетей 6 и 10 кВ с электродвигателями.

Одной из важных возможностей предотвращения эскалации аварии, связанной с перенапряжениями, является выявление и локализация места повреждения при замыканиях на землю. Прежде всего, необходимо отметить, что выбор действия защиты на отключение или на сигнал определяется требованиями технологии, надежности электроснабжения или безопасности. Однако проблема устойчивости к перенапряжениям является одной из важных составляющих, обеспечивающих эти требования. Задачей настоящего параграфа является не описание способов защиты и сигнализации замыканий на землю, а увязка возможностей реализации этих функций в зависимости от режима заземления нейтрали.

В установившемся режиме амплитуда тока замыкания на землю и напряжения, а также фаза между ними определяются параметрами нулевой последовательности сети. При фиксированной структуре сети и составе оборудования фаза между током замыкания на землю и напряжением нулевой последовательности независимо от величины переходного сопротивления и места замыкания остается постоянной величиной.

Рассмотрим случай, когда нейтраль изолирована и отсутствует дугогасящий реактор. В схеме замещения (рис. 6.2) ключ  $B_1$  – замкнут, ключ  $B_2$  – разомкнут. Уравнение баланса токов будет иметь вид

$$\dot{I}_{a1} + \dot{I}_{b1} + \dot{I}_{c1} + \dot{I}_{b2} + \dot{I}_{c2} + \dot{I}_3 = 0 \quad (\text{так как } \dot{I}_{a2} = 0), \quad (6.1)$$

где  $\dot{I}_i = \dot{U}_i \dot{Y}_i$ .

Подставим в последнее уравнение значения токов

$$\dot{I}_{a1} + \dot{I}_{b1} + \dot{I}_{c1} = \dot{Y}_1(\dot{U}_b + \dot{U}_c) = \dot{Y}_1(\dot{E}_b + \dot{E}_c + 2 \cdot \dot{U}_N) = -3 \cdot \dot{E}_a \cdot \dot{Y}_1.$$

В этом уравнении использовано граничное условие  $\dot{U}_a = 0$  или  $\dot{E}_a + \dot{U}_N = 0$ , отвечающее однофазному замыканию, а также уравнение  $\dot{E}_a + \dot{E}_b + \dot{E}_c = 0$ .

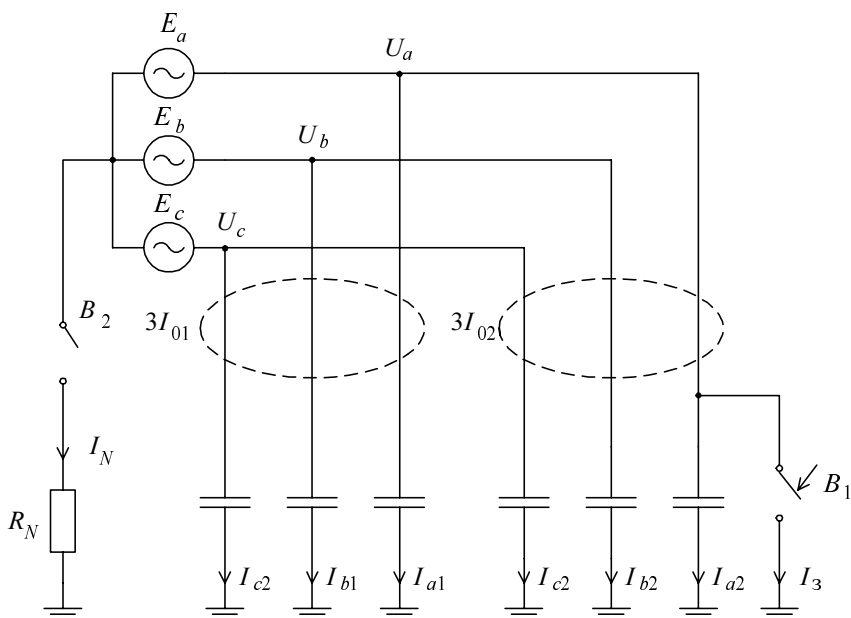


Рис. 6.2. К определению токов нулевой последовательности в параллельных линиях

Ток замыкания  $\dot{I}_3$  определяется выражением:

$$\dot{I}_3 = -((\dot{Y}_1 + \dot{Y}_2) \cdot (\dot{U}_b + \dot{U}_c)) = 3 \cdot \dot{E}_a (\dot{Y}_1 + \dot{Y}_2) = 3 \cdot j \cdot \dot{E}_a \omega (C_1 + C_2),$$

и определяется суммарной емкостью обеих линий  $C_1 + C_2$ .

Из уравнения баланса (6.1) следует, что утроенный ток нулевой последовательности  $3 \cdot \dot{I}_{02}$  в поврежденной линии равен

$$3 \cdot \dot{I}_{02} = -3 \cdot \dot{I}_{01} = 3 \cdot \dot{E}_a Y_1 = \dot{I}_3 \left( \frac{\dot{Y}_1}{\dot{Y}_1 + \dot{Y}_2} \right).$$

При емкостном характере проводимостей  $\dot{Y}_{1,2} = j\omega C_{1,2}$  получим

$$3 \cdot \dot{I}_{02} = \dot{I}_3 \left( \frac{C_1}{C_1 + C_2} \right). \quad (6.2)$$

Если предположить, что  $\dot{Y}_1$  – проводимость сети за исключением поврежденной линии, а  $\dot{Y}_2$  – проводимость поврежденной линии, а также то, что  $C_1 \gg C_2$ , то ток  $3 \cdot I_{02}$  в месте установки защиты на поврежденной линии значительно больше, чем на каждой из неповрежденных. Продемонстрируем это примером.

Допустим, что на секции источника питания с изолированной нейтралью имеется пять одинаковых кабелей, дающих при однофазном замыкании ток замыкания, равный 5 А. Определим токи  $3 \cdot I'_{01}$  в каждом из четырех неповрежденных кабелей и ток  $3 \cdot I_{02}$  в поврежденном кабеле. Получим

$$3 \cdot I_{02} = 5(4/5) = 4 \text{ А.}$$

Токи в каждом из неповрежденных кабелей равны

$$3 \cdot I'_{01} = (4 \text{ А}/4) = 1 \text{ А.}$$

Как правило, количество линий больше, чем приведено в примере, а следовательно  $3 \cdot I_{02} \gg 3 \cdot I'_{01}$ , где  $3 \cdot I'_{01}$  – ток в одной из неповрежденных линий. Однако простой и очевидный подход к выявлению поврежденной линии не всегда реализуем на практике. На выходе фильтра нулевой последовательности в нормальных условиях работы сети имеется значительный небаланс, содержащий токи основной частоты и высших гармоник. Учитывая небольшой ток замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью, особенно при к.з. через большое переходное сопротивление, а также необходимость отстройки от тока небаланса, реализовать необходимую чувствительность не представляется возможным.

Однако, не теряя свойств сети с изолированной нейтралью, можно обеспечить чувствительность защиты от замыканий на землю введением резистивного заземления нейтрали. Расчет токов определяется схемой замещения, представленной на рис. 6.2, при замкнутых ключах  $B_1$  и  $B_2$ . То есть нейтраль сети заземлена через резистор  $R_N$ .

Ток замыкания определяется

$$\dot{I}_3 = 3 \cdot \dot{E}_a (\dot{Y}_1 + \dot{Y}_2) + \frac{\dot{E}_a}{R_N}.$$

Ток  $3 \cdot I_{01}$  в неповрежденной части

$$3 \cdot \dot{I}_{01} = -3 \cdot \dot{E}_a \cdot \dot{Y}_1.$$

Ток  $3 \cdot I_{02}$  в поврежденной части

$$3 \cdot \dot{I}_{02} = 3 \cdot \dot{E}_a \cdot \dot{Y}_1 + \frac{\dot{E}_a}{R_N}.$$

Таким образом, ток  $3 \cdot I_{02}$  в поврежденной линии имеет две составляющие, одна из которых – емкостная составляющая, равная току замыкания как в случае изолированной нейтрали, другая – активная составляющая, определяемая только величиной резистора  $R_N$ . Ток  $3 \cdot I_{01}$  в неповрежденной сети не имеет активной составляющей:

$$3 \cdot \dot{I}_{01} = -\dot{I}_3 \left( \frac{C_1}{C_1 + C_2} \right).$$

Рассмотрим пример расчета в условиях, когда два одинаковых кабеля с суммарным емкостным током замыкания 1,2 А включены в сеть с высокоомным сопротивлением, создающим активный ток замыкания 6 А. Ток  $3 \cdot I_{02}$  в поврежденном кабеле

$$3 \cdot I_{02} = \sqrt{\left(1,2/2\right)^2 + 6^2} = 6,03 \text{ А}.$$

Ток  $3 \cdot I_{01}$  в неповрежденном кабеле

$$3 \cdot I_{01} = (1,2/2) = 0,6 \text{ А}.$$

Таким образом, наряду с решением проблемы ограничения пере-напряжений, возможно повышение чувствительности за счет введения резистивного заземления нейтрали.

Наличие необходимого уровня тока замыкания на землю позволяет решать на базе контроля направления тока нулевой последовательности [89]. Так, согласно выражению (6.2) ток в поврежденной линии  $3 \cdot \dot{I}_{02}$  и токи в остальных присоединениях имеют противоположные направления. Однако, в реальных условиях реализации таких защит связана с рядом проблем: отсутствие в ранее спроектированной сети измерительных трансформаторов тока нулевой последовательности, отсутствие технических решений, обеспечивающих необходимую чувствительность выявления.

В сетях, где используется компенсация основной гармоники, уровень и фаза тока зависят от соотношения между емкостью неповрежденных участков и индуктивностью дугогасящего реактора. При точной компенсации реактивная составляющая тока близка к нулю, и организовывать защиту на основе контроля уровня тока нулевой последовательности основной гармоники весьма проблематично. При перекомпенсации суммарного емкостного тока, фазы реактивных составляющих тока повреждения будут одинаковыми как на неповрежденных присоединениях (емкостный ток), так и на поврежденном (индуктивный ток).

Другой возможностью организации защиты сети является использование гармоник неосновной частоты. Прежде всего, высшие гармоники в токе замыкания на землю появляются при несинусоидальности линейных напряжений за счет протекания тока намагничивания трансформаторов сети. В некоторых публикациях показано, что высшие гармоники достигают 15% от основной, причем состав тока зависит от ряда факторов и колеблется в широких пределах [89]. Гармоники в поврежденном присоединении равны сумме токов высших гармоник всей остальной сети. Нелинейность компенсирующего устройства и нелинейность характеристик намагничивания трансформатора, в нейтраль которого включен дугогасящий реактор, являются дополнительным источником высших гармоник. Схема замещения для определения тока высших гармоник из-за дугогасящего реактора и трансформатора представлена на рис. 6.3. Источник высших гармоник показан на рисунке в виде  $E_T$ . В нормальном режиме в сети будут протекать токи через емкости. При замыканиях на землю емкости шунтируются и токи высших гармоник, определяемые э.д.с.  $E_T$ , протекают только по поврежденной линии. Однако, высшие гармоники естественно существующие в сети могут быть очень малыми и их измерение сопряжено со значительными затратами. Более надежным способом является введение в контур циркуляции гармоники от дополнительного источника. Это обеспечивает устойчивый уровень контролируемого сигнала при коротком замыкании не зависимо от структуры сети.

Безусловно, наиболее совершенным методом, обеспечивающим надежное выявление факта возникновения замыкания на землю, является использование приращения основных или гармонических составляющих в момент возмущения. В момент замыкания на землю разрядная электромагнитная волна распространяется в обе стороны от места

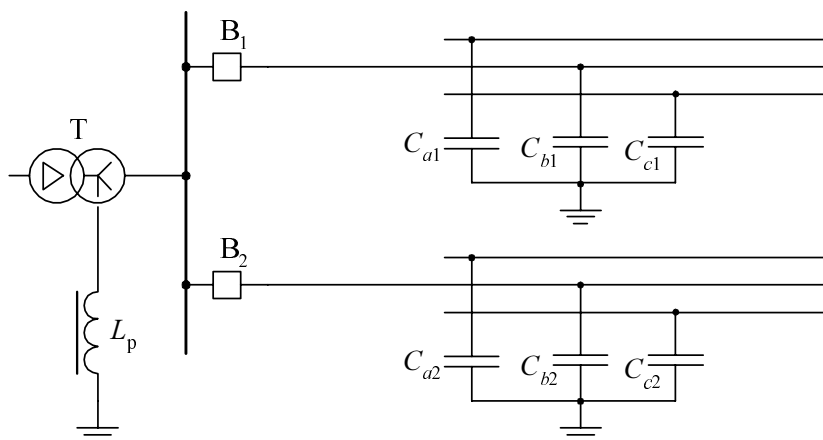


Рис. 6.3. Схема замещения для определения токов высших гармоник

повреждения. Интенсивность переходного процесса зависит от начальных условий. Так, если начальное напряжение равно нулю, то токи переходного процесса минимальны. Приращение определяется на основе суммирования сдвинутых во времени сигналов с исходным

$$i_{\Pi}(t) = i_3(t) + i_3(t - \tau).$$

Учитывая, что амплитуда токов переходных процессов могут в десятки раз превосходить установившиеся, то выявление замыкания на землю удастся осуществить с большим запасом. Здесь же целесообразно отметить, что наличие дугогасящего реактора мало влияет на составляющие переходного процесса, так как частота настройки близка к 50 Гц.

#### 6.4. Нелинейные ограничители перенапряжений

Применяемые в настоящее время вентильные разрядники с резисторами на основе карбида кремния вследствие невысокой нелинейности материала не позволяют обеспечить достаточное ограничение перенапряжений. Более глубокое их снижение требует уменьшения последовательного нелинейного сопротивления, что приводит к существенному увеличению сопровождающих токов. Искровые промежутки не в состоянии погасить большие токи. Включение нелиней-

ных сопротивлений под рабочее напряжение без искровых промежутков оказывается невозможным вследствие большого тока через нелинейное сопротивление при фазном напряжении. Применение искровых промежутков вызывает дополнительные трудности, связанные с необходимостью уменьшения сопровождающего тока до величины, надежно отключаемой промежутками, а также получения пологой вольт-секундной характеристики разрядника.

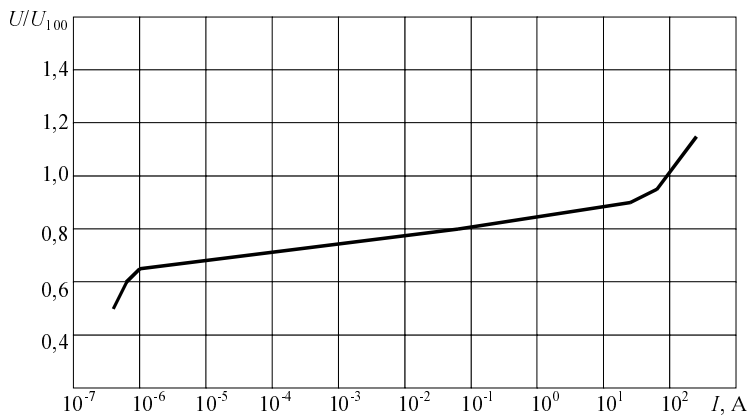
Значительное улучшение защитных характеристик разрядников может быть достигнуто при отказе от использования искровых промежутков. Это оказывается возможным при переходе к резисторам с резко нелинейной вольт-амперной характеристикой и достаточной пропускной способностью. Таким требованиям отвечают варисторы из полупроводникового материала на базе окиси цинка. Разработка и массовое производство в последующие годы этих варисторов позволили разработать защитные аппараты с улучшенными характеристиками. Такие аппараты, называемые ограничители перенапряжений, в настоящее время выпускаются в ряде развитых стран мира. В России серийно выпускаются ограничители перенапряжений главным образом для сетей 110 кВ и выше. Для сетей 6 и 10 кВ с изолированной и резонансно заземленной нейтралью аппараты выпускаются небольшими партиями.

Высоконелинейные оксидно-цинковые варисторы в настоящее время в основном выпускаются в виде дисков диаметром 28 мм, высотой 8 мм. Вольт-амперные характеристики таких варисторов приведены на рис. 6.4, где напряжение указано в относительных единицах, причем за базисную величину принято остающееся напряжение на варисторе при токе 100 А ( $U_{100}$ ).

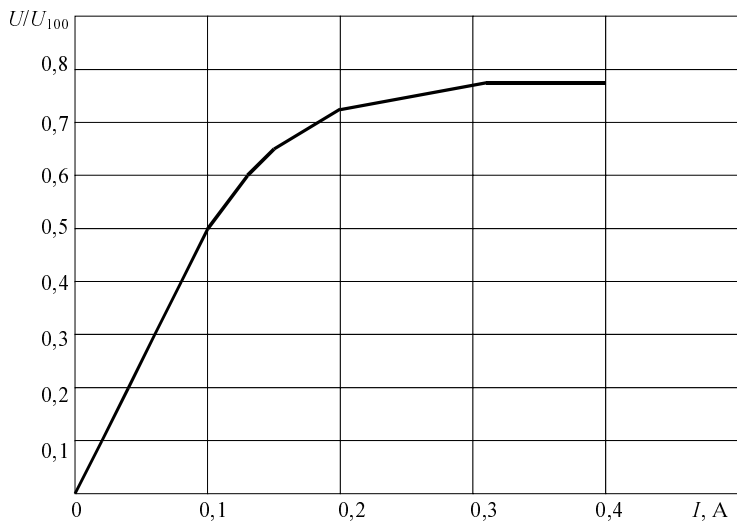
Вольт-амперную характеристику нелинейных варисторов обычно аппроксимируют зависимостью  $U = CI^\alpha$ , где  $\alpha$  – коэффициент нелинейности материала (показатель нелинейности).

Нелинейные варисторы, изготовленные на основе окиси цинка и использующиеся в ограничителях перенапряжений, характеризуются значительно меньшим показателем нелинейности  $\alpha$ , чем карбиδο-кремневые, используемые в вентильных разрядниках. Следует отметить, что показатель  $\alpha$  в сильной степени зависит от величины тока, протекающего через сопротивление, и с увеличением тока растет.

Определение коэффициента нелинейности  $\alpha$  по вольт-амперным характеристикам варисторов имеет большую погрешность из-за недостаточной точности измерения остающегося напряжения. Чтобы вы-



a)



б)

Рис. 6.4. ВАХ варисторов диаметром 28 мм на постоянном токе и при импульсах (а) и переменном токе 50 Гц (б)



числить коэффициент нелинейности с повышенной точностью в СПБГТУ использована специальная схема, позволяющая измерять импульсы тока в параллельно включенных колонках варисторов, одна из которых является эталонной. Измеряя величину сопротивления, включенного последовательно с рассматриваемой колонкой, можно в широких пределах варьировать в ней ток, в то время как в эталонной колонке ток сохраняет свою амплитуду. Повышение точности определения напряжения на исследуемой колонке варисторов определяется высокой точностью измерения тока и напряжения на ней. Это обеспечивается контролем тока в эталонной колонке дисков (некоторая погрешность в его измерении приводит в значительно меньшей погрешности в определении напряжения вследствие малого значения коэффициента  $\alpha$  в зависимости  $U=CI^\alpha$ ), также измерением с большей точностью линейного сопротивления, включаемого последовательно с исследуемой колонкой. Средние значения коэффициента  $\alpha$ , полученные по результатам измерений, приведены в таблице 6.2.

Таблица 6.2

**Средние значения параметров  $C$  и  $\alpha$  оксидно-цинковых  
варисторов диаметром 28 мм**

$I, A$	$10^{-4}$	$10^{-3}$	$10^{-2}$	$10^{-1}$	1	10	100	500	1500
$U/U_{100}$	0,7	0,74	0,78	0,82	0,86	0,91	1	1,1	1,3
$\bar{\alpha}$	0,2					0,03	0,04	0,06	0,1
$C/U_{100}$	0,86						0,9	0,93	0,96

Примечание:  $U_{100}$  – остающееся напряжение при токе 100 А.

Как следует из таблицы, малая величина  $\alpha$  (0,015...0,04), определяющая преимущества оксидно-цинковых варисторов, охватывает область токов от  $10^{-6}$  до  $10^2$  А. Протекание через варисторы токов, превышающих 500 А, нежелательно, поскольку в этом случае резко возрастает коэффициент нелинейности ( $\alpha \geq 0,1$ ).

Вольт-амперная характеристика варисторов позволяет комплектовать нелинейные ограничители перенапряжений с улучшенными защитными характеристиками без искровых промежутков. Однако отсутствие искровых промежутков обуславливает протекание через ОПН токов 50 Гц при рабочем напряжении сети. Чрезмерная величина этих токов может привести к перегреву варисторов и выходу ОПН из строя.

Ток, протекающий через ограничители перенапряжений в нормальном режиме, содержит емкостную и активную составляющие. При напряжениях, не превышающих  $0,7 \cdot U_{100}$ , преобладает емкостная составляющая тока, не вызывающая нагрева варисторов. Этому соответствует градиент напряжения  $\sim 1,0$  кВ/см. При больших градиентах напряжения резко возрастает нелинейная проводимость и активная составляющая тока, что приводит к существенному нагреву варисторов. Критическое значение градиента рабочего напряжения  $\sim 1,0$  кВ/см соответствует максимально допустимому току через варистор  $\sim 1$  мА, являющемуся в основном током проводимости, что подтверждается осциллограммами тока через варистор при разных напряжениях 50 Гц.

Пропускная способность ОПН и характер их повреждения зависят от амплитуды и длительности тока через них. При протекании через ОПН импульсов тока большой длительности, характерных для коммутационных воздействий, наблюдается их существенный нагрев. Амплитуда импульса, приводящего к повреждению варисторов диаметром 28 мм, составляет 80...120 А, причем в результате таких воздействий происходит проплавление в варисторах сквозных отверстий, а в ряде случаев варисторы разрушаются. При коротких импульсах тока 8/20 мкс, характерных для грозовых перенапряжений, варисторы не разрушаются даже при воздействии импульсов с амплитудой до 1000...1500 А. Дальнейшее увеличение тока приводит к их перекрытию по боковой поверхности, однако ток перекрытия может быть значительно увеличен, если покрыть боковую поверхность варисторов специальным изоляционным лаком или залить варисторы полимерным компаундом. Данные о пропускной способности варисторов в режиме, характерном для грозовых воздействий, приведены в таблице 6.3.

В последние годы разработаны варисторы увеличенного диаметра (35, 45, 60 и 85 мм) и, соответственно, большей пропускной способности, однако серийный выпуск варисторов диаметром 60 мм и более в России еще не налажен.

Нелинейные ограничители перенапряжений комплектуются из большого числа параллельно и последовательно соединенных оксидно-цинковых варисторов. Число последовательно соединенных в колонку варисторов и число параллельных колонок в ограничителе определяются номинальным напряжением сети и зависят от требований к защитному уровню и пропускной способности ограничителей.

**Пропускная способность оксидно-цинковых варисторов  
при воздействии импульсов грозовых перенапряжений**

Образцы оксидно-цинковых варисторов (ВР)	Пропускная способность варисторов на импульсах тока 8/20 мкс (20 импульсов), кА
ВР диаметром 28 мм	1,2 – 1,5
ВР диаметром 28 мм (боковая поверхность покрыта глифталевым лаком)	2,2 – 2,5
ВР диаметром 28 мм (залитые полимерным компаундом с наполнителем)	$\geq 5$
ВР диаметром 60 мм	$\geq 10$
ВР диаметром 60 мм (залитые полимерным компаундом с наполнителем)	$\geq 25$

При комплектовке колонок варисторов необходимо иметь в виду, что остающееся напряжение на них зависит от крутизны протекающих импульсов тока.

Из литературы известно, что при уменьшении длины фронта импульса несколько возрастает напряжение, остающееся на варисторах. Так, по американским данным, уменьшение длины фронта от 10 мкс до 1 мкс приводит к росту остающегося напряжения на 13%, а увеличение  $\tau_f$  от 10 мкс до 100 мкс – к снижению  $U_{ост}$  на 8 %. Японские авторы приводят более слабую зависимость  $U_{ост}$  от  $\tau_f$ . Так, увеличение длины фронта с 8 мкс до 500 мкс приводит к снижению  $U_{ост}$  на 4%, а уменьшение фронта до 3 мкс – к росту  $U_{ост}$  на 2% .

Аналогичное явление остающегося напряжения имеет место и на отечественных высоконелинейных варисторах на основе окиси цинка, применяемых для комплектовки ОПН. При изменении фронта импульса тока от 100 до 2–3 мкс  $U_{ост}$  увеличивается примерно на 10–12%. Более тщательные исследования были проведены при трех вариантах импульса тока через колонку: 8/20, 95/260 и 580/1500 мкс. Испытаниям подверглись 10 образцов: из них через семь образцов пропускались импульсы тока амплитудой 100 А, а через три – 60 А. Общее число воздействий импульсного тока через каждый образец составляет 36–42.

Полученная зависимость  $U_{\text{ост}}$  от  $\tau_f$  приведена на рис. 6.5 (кривая 1). На этом же рисунке представлены аналогичные кривые, полученные в США (кривая 2) и Японии (кривая 3). Величина  $U^* = U_{\text{ост}}/U_{\text{ост. баз}}$ , где  $U_{\text{ост. баз}}$  – остающееся напряжение, измеренное при фронте импульса тока 8 мкс для кривых 1 и 3 и 10 мкс для кривой 2.

Исследования показали, что снижение остающегося напряжения при переходе от испытательного импульса тока с длиной фронта 8 мкс (типичного для грозовых волн тока через ограничители) к импульсам

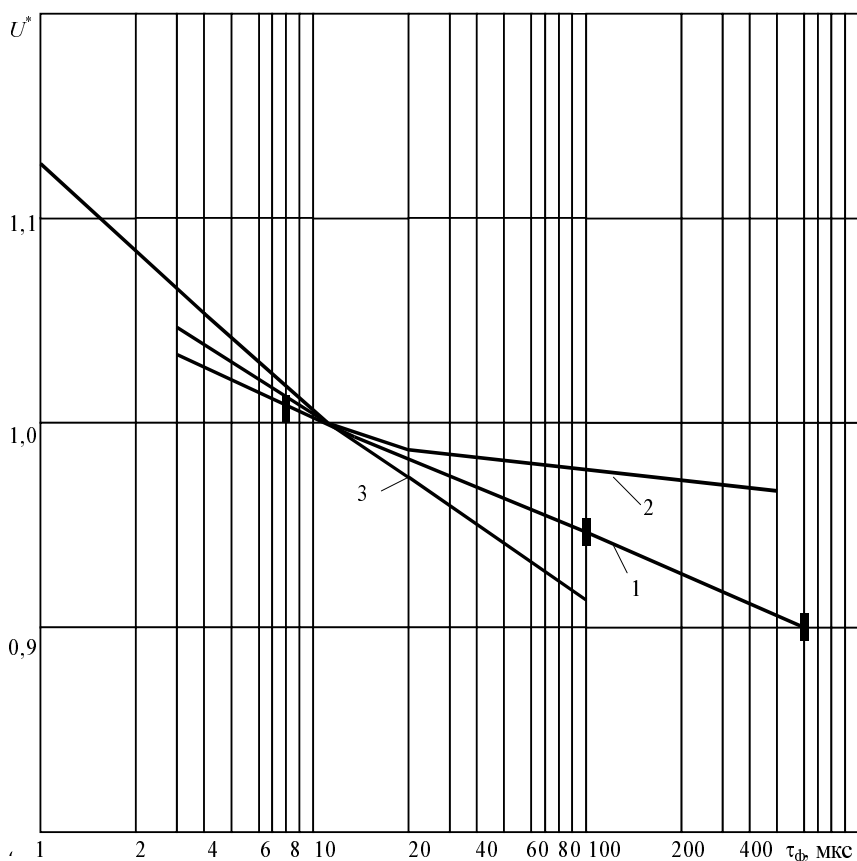


Рис. 6.5. Зависимость остающегося напряжения от длины фронта импульса

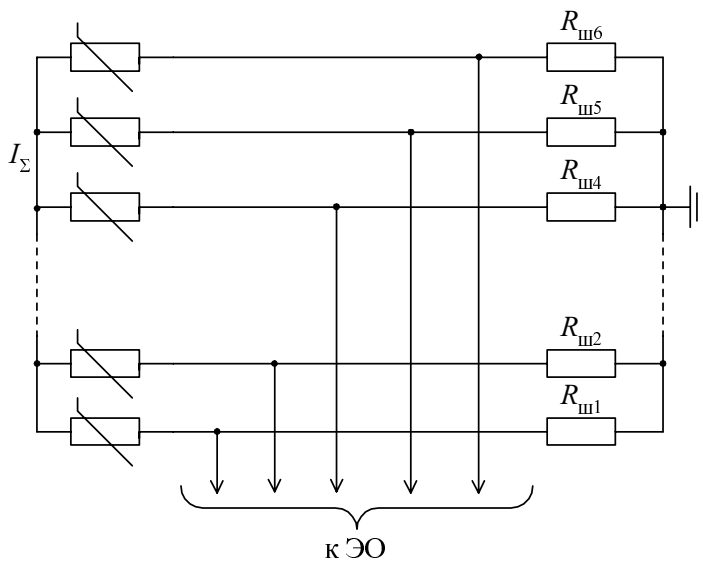
с  $\tau_{\phi}=95$  и 580 мкс (характерным для коммутационных перенапряжений) составляет 4–6 и 9–12% соответственно. Это обстоятельство должно учитываться при комплектровке ограничителей; она ведется по измеренным остающимся напряжениям на отдельных варисторах при импульсных токах 100 А 8/2 мкс.

Высокая нелинейность варисторов, изготовленных на основе окиси цинка, позволяет использовать их в ограничителях перенапряжений без последовательно включенных искровых промежутков; малые значения тока в нормальном режиме обеспечиваются высокой нелинейностью варисторов ОПН. Это одновременно предъявляет повышенные требования к точности комплектки параллельно включенных колонок сопротивлений. Неточность комплектки может привести к существенной недогрузке по току одних колонок и перегрузки других и выходу перегруженных колонок из строя.

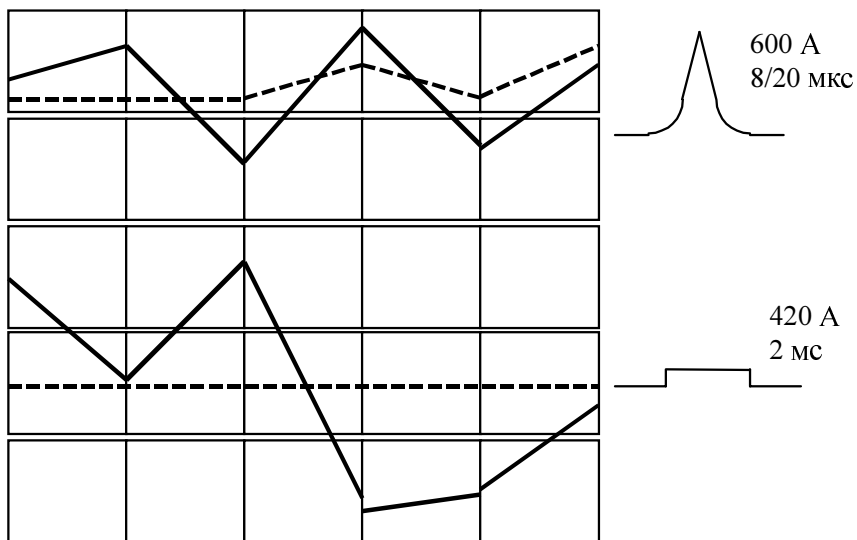
В большинстве нелинейных ограничителей перенапряжений применяется параллельное соединение колонок варисторов, причем число колонок зависит от заданной пропускной способности ограничителя, то есть определяется классом напряжения аппарата и областью его применения. При такой схеме включения колонок большое значение имеет их правильный подбор (с учетом высокой степени нелинейности варисторов), с тем чтобы обеспечить равномерное распределение токов через колонки в режиме ограничения как грозových, так и коммутационных перенапряжений.

При комплектровке ограничителей колонки варисторов диаметром 28 мм подбираются на импульсном токе 8/20 мкс 100 А. При этом необходимо знать, как распределяется по колонкам импульсный ток с большой амплитудой, характерной для работы ограничителей в грозовом режиме, а также импульсы тока прямоугольной формы, имитирующие воздействие на ограничители волн коммутационных перенапряжений.

Исследованы распределения таких токов по образцам из шести параллельных колонок варисторов. Было выяснено, что для колонок, подобранных при импульсах тока 8/20 мкс с амплитудой 100 А, достаточно равномерное распределение токов имеет место и при увеличении тока через колонку до 1000 А (рис. 6.6). Для двух исследованных образцов, наименьшее значение тока через колонку составляет 15,2%



а)



б)

Рис. 6.6. Схема измерения и распределение токов между параллельными колонками

от общего тока через образец, наибольшее – 18. Такая неравномерность распределения тока приводит к некоторой перегрузке отдельных колонок, однако, является вполне допустимой.

Проведенные измерения распределения токов показывают, что комплектровка образцов, обеспечивающая равномерность такого распределения на стандартных коротких импульсах 8/20 мкс 100А, оказывается вполне достаточной (рис. 6.6).

## **6.5. Выбор оптимального средства защиты электродвигателей 6 и 10 кВ от перенапряжений**

История защиты высоковольтного электрооборудования от перенапряжений начинается в начале XX века, когда были построены первые линии электропередачи трехфазного переменного тока.

В качестве защитного аппарата были использованы искровые промежутки различной конструкции, которые обладали следующими недостатками:

- 1) пробивные характеристики зависят от атмосферных условий;
- 2) пробивные характеристики имеют значительный разброс;
- 3) резко срезают импульс напряжения и вызывают градиентные перенапряжения в обмотках (между витками обмоток) трансформаторов, реакторов, электродвигателей, синхронных компенсаторов, генераторов;
- 4) вблизи защищаемого объекта устраивают одно-, двух- или трехфазное короткое замыкание, что вызывает электродинамические усилия в обмотках и токоведущих частях другого оборудования;
- 5) в ряде случаев закорачиваются птицами (без перенапряжений);
- 6) имеют большую уставку по напряжению срабатывания, которая пропускает в сторону защищаемого оборудования импульсы с большой амплитудой;
- 7) из-за отсутствия дугогасящего устройства в большинстве случаев объект отключается и в лучшем случае повторно включается через некоторое время.

Недостаток по п. 7 является наиболее существенным, поэтому в начале сороковых годов появились трубчатые разрядники. У этих аппаратов трубка выполнена из газогенерирующего материала, благодаря которой дуга сопровождающего тока частотой 50 Гц успешно гас-

нет при первом же переходе тока через нуль. По этой причине объект (линия) при срабатываниях трубчатых разрядников не отключается.

Вместе с тем, у этих защитных аппаратов имеется ряд новых недостатков, не свойственных искровым промежуткам, а именно:

1) требуют демонтажа, ремонта и монтажа практически после каждого грозового сезона;

2) так как со временем (после нескольких срабатываний) внутренний диаметр газогенерирующей трубки увеличивается, изменяются верхний и нижний пределы расчетных токов.

По перечисленным причинам в конце сороковых годов были разработаны и в массовом порядке внедрены вентильные разрядники, которые постепенно совершенствовались вплоть до семидесятых годов. Однако эти защитные аппараты также имеют ряд существенных недостатков, основными из которых являются:

1) обладают малой пропускной способностью и по этой причине рассчитываются на ограничение только грозových перенапряжений;

2) ввиду резкого среза импульса в ряде случаев (при установке на зажимах защищаемого индуктивного элемента, например, высоковольтных электрических машин) в обмотках вызывают градиентные перенапряжения;

3) со временем ухудшают свои ВХ и ВСХ (до 20–30%);

4) из-за наличия искровых промежутков дороги;

5) из-за малой пропускной способности отстроены от большинства внутренних перенапряжений;

6) из-за наличия искровых промежутков из цветных металлов громоздки и обладают большой стоимостью.

По перечисленным причинам в начале восьмидесятых годов во всем мире, в том числе у нас, приостановили производство вентильных разрядников и перешли к выпуску новейших защитных аппаратов – нелинейных ограничителей перенапряжений, обладающих рядом преимуществ по сравнению с вентильными разрядниками:

1) одновременно обеспечивают защиту изоляции линий и электрооборудования (например, электродвигателей) как от грозových, так и от внутренних перенапряжений;

2) имеют лучшие массогабаритные характеристики;

3) имеют сравнительно лучшие защитные характеристики;

4) требуют небольшие эксплуатационные издержки;

5) сравнительно дешевые (~ на 15–20%).



## ПРИВЕНТИВНОЕ ВЫЯВЛЕНИЕ ДЕФЕКТОВ В КОНСТРУКТИВНЫХ УЗЛАХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

### 7.1. Вибрационный анализ электрических машин

Последние годы наблюдается широкое внедрение методов оценки состояния вращающихся электрических машин на основе анализа вибрационных характеристик. Причиной этого являются:

- “прозрачность” машин к вибрациям в большинстве конструктивных узлов;
- измеряемые параметры вибрации являются хорошими носителями диагностической информации;
- вибрационная диагностика является неразрушающим методом контроля.

Вибрация и шум – естественные процессы, протекающие в машинах и оборудовании, и возбуждаются они теми же динамическими силами, которые являются причинами износа и разных видов дефектов.

Естественно, что вибрация и шум трансформируются друг в друга на границах газовой и твердых сред, а человек непосредственно воспринимает звук, и лишь в ограниченном низкочастотном диапазоне – вибрацию.

За переход вибрации в шум отвечает колебательная скорость, которая прямо пропорциональна звуковому давлению в воздухе около вибрирующей поверхности. Поэтому и нормы на вибрацию, как правило, ограничивают колебательную скорость машин и оборудования.

Но вибрационный контроль и вибрационная диагностика – разные практические задачи. В диагностике дефект определяется колебательной силой, действующей в зоне дефекта, а сила связана линейно с колебательным ускорением, а не со скоростью. Поэтому в диагностике часто пользуются измерениями виброускорения, а для вибрационного контроля машин дополнительно измеряют и виброскорость, причем лишь в ограниченном низкочастотном диапазоне.

Для измерения вибрации, как правило, используются датчики виброускорения, работающие на пьезоэффекте. В таких датчиках электрический заряд на выходе пропорционален действующей на датчик силе. Лишь в ряде стационарных систем контроля вибрации крупных

машин с подшипниками скольжения используются датчики колебательного смещения, встраиваемые в подшипник (по два датчика на подшипник). Эти датчики позволяют измерять траекторию движения центра вала в подшипниках (его орбиту) и, тем самым, непосредственно определять величину износа вкладышей.

Для измерения шума используются микрофоны с различными способами преобразования звукового давления в электрический сигнал. Для диагностики машин иногда используются направленные микрофоны, позволяющие определять направление на точку излучения шума. Практически микрофоном можно дистанционно измерять вибрацию объекта, а конкретно величину виброскорости.

К типовым операциям, которые должны выполнять приборы, анализирующие вибрацию, следует отнести:

1. Определение уровня (общего) вибрации в полосе частот, требуемой стандартами вибрационного контроля и в требуемых стандартами единицах измерения.

2. Спектральный анализ вибрации, т.е. разделение вибрации на составляющие разной частоты, определяемые природой колебательных сил.

3. Анализ колебаний мощности отдельных составляющих вибрации, предварительно выделенных из сигнала вибрации. Это, как правило, анализ спектра огибающей случайного высокочастотного сигнала вибрации.

4. Анализ формы сигнала вибрации, т.е. анализ временной развертки сигнала (работа в режиме осциллографа).

Следует отметить, что далеко не все из выпускаемых относительно простых анализирующих приборов могут выполнять все указанные виды анализа, по крайней мере, с необходимым для диагностики качеством.

Действующие в машинах переменного тока (асинхронных двигателях и синхронных машинах) электромагнитные силы имеют свою особенность – их частота в два раза выше частоты магнитного поля, так как они пропорциональны величине магнитного поля без учета его направления. Поэтому основные электромагнитные силы в машине переменного тока имеют частоту  $2f_n$ , где  $f_n$  – частота питающего напряжения (частота сети).

Вторая по величине электромагнитная колебательная сила действует на зубцовой частоте. Вибрацию на зубцовой частоте традици-

онно иногда называют магнитным шумом, но она не всегда явно выделяется на фоне других составляющих, близких по частоте. Существует своя особенность формирования колебательных сил, определяемых зубчатостью ротора и статора. Она заключается в том, что зубцы ротора входят в поле статора с частотой  $f_z = z f_{вр}$ , но само поле – пульсирующее и раскладывается на две вращающихся в две разные стороны с частотой сети  $f_n$  компоненты. Поллюсов, под которыми находятся зубцы и одновременно максимум магнитного поля – два, поэтому силы действуют на трех зубцовых частотах:

$$f_{z1} = z f_{вр};$$

$$f_{z2} = z f_{вр} - 2 f_n;$$

$$f_{z3} = z f_{вр} + 2 f_n.$$

Но форма колебаний статора имеет более простую форму, чем форма поля и, соответственно, амплитуда колебаний имеет большую величину только на одной или двух частотах. Все определяется конструкцией машины, т.е. количеством полюсов и зубцов.

Несколько слов об электродинамических силах.

При строго симметричной обмотке ротора (беличьей клетке) электродинамические силы не имеют переменных составляющих, а формируют только постоянный (рабочий) момент. Если обмотка, т.е. наведенные в ней токи несимметричны, то появляется низкочастотный пульсирующий момент с двойной частотой скольжения:

$$f_{ск} = f_n 2 S,$$

где  $S$  – скольжение ротора, равное  $S = (f_n - f_{вр} p) / f_n$ . Здесь  $p$  – число пар полюсов статора.

Если поле несимметрично, т.е. кроме поля, вращающегося в основную сторону с частотой  $f_n$ , присутствует плохо скомпенсированное поле, вращающееся в обратную сторону, то появляется переменная электродинамическая сила и, соответственно, момент сил с частотой  $2 f_n$ . Это происходит либо при значительном искажении симметрии обмоток статора, либо несимметрии питающей сети.

Но это тоже не все. Если форма напряжения в сети искажена, то если в машине присутствуют высшие гармоники тока в обмотках, то появляются дополнительные составляющие вращающегося электро-

магнитного поля в зазоре с частотами  $f = 3kf_n$  и электродинамические силы, и моменты с частотами  $f = 6kf_n$ .

Следует отметить еще и дополнительные электромагнитные силы, которые возникают при таких дефектах как изменение объема отдельных участков воздушного зазора.

Появление статического эксцентриситета воздушного зазора приводит к росту вибрации (радиальной) на частоте  $2f_n$  и увеличению количества зубцовых гармоник вибрации с частотами  $f_z \pm k2f_n$ .

При динамическом эксцентрисите зазора растет вибрация (радиальная) на частоте вращения ротора  $f_{вр}$ .

Магнитное насыщение активного железа в зубцовой зоне ротора характеризуется ростом радиальной вибрации машины на частотах  $kf_n$ , иногда  $3kf_n$ .

При сдвиге ротора в осевом направлении растет вибрация с частотой  $2f_n$  в этом (осевом) направлении.

В магнитопроводах электрических машин переменного тока действуют магнитострикционные силы, которые имеют частоту  $2f_n$ , и наиболее сильно проявляются на торцах активного железа сердечника статора. При распушении железа кроме магнитострикционных сил появляются удары листов магнитопровода друг о друга с той же частотой, и растет вибрация и шум на частотах  $2kf_n$ .

Основное отличие мониторинга и диагностики связано с тем, что мониторинг не ставит своей целью обнаружение дефектов на ранней стадии развития. В его функции входит своевременное обнаружение сильных дефектов в предположении, что по крайней мере незадолго до отказа любой дефект является звеном цепочки дефектов, и хотя бы один дефект из этой цепочки оказывает существенное воздействие на вибрацию машины, которое обнаруживается достаточно простыми методами анализа сигналов вибрации, измеряемой в одной или нескольких контрольных точках машины.

Исходя из этой цели вибрационный мониторинг требует измерений с небольшими интервалами между ними, чтобы не пропустить быстро развивающиеся дефекты. Этим обусловлено естественное желание иметь стационарные системы мониторинга с интервалами между измерениями – доли секунды или несколько секунд.

Второе естественное желание пользователя – сократить число измерительных каналов, которые определяют стоимость системы. Соответственно, отсутствие датчиков вибрации на многих узлах не

позволяет осуществлять обнаружение дефектов этих узлов в начальной стадии развития.

Задача диагностики – обнаруживать дефекты на ранней стадии развития, наблюдать и прогнозировать их развитие, планировать ремонт машины. А если ставится задача перехода на обслуживание и ремонт машин по фактическому состоянию, то задача диагностики становится весьма сложной – необходимо обнаруживать все дефекты на ранней стадии развития. А то, что нет дефектов, развивающихся внезапно (кроме скрытых дефектов изготовления и монтажа) – это уже доказано, по крайней мере, для роторных машин.

Отсюда главные особенности вибрационной диагностики:

- необходимо измерять вибрацию (или шум) каждого узла машины, если нет конкретного способа обнаружения зарождающихся дефектов одного узла по вибрации другого.
- диагностику желательно проводить по высокочастотной вибрации (шуму), для возбуждения которых достаточны небольшие силы, которые и возникают на ранней стадии развития дефектов.

Чтобы наглядно представить существующие методы диагностики различных узлов вращающихся машин, необходимо выполнить основное правило количественной диагностики – состояние объекта следует определять по отклонению диагностических параметров от их эталонных значений.

Из этого правила вытекают две главные взаимосвязанные проблемы диагностики – как найти оптимальные диагностические параметры и как построить эталон для каждого параметра. Начнем со второй проблемы, общей для всех направлений технической диагностики.

Эталон бездефектной машины можно построить тремя способами:

1) измерив каждый диагностический параметр у группы бездефектных машин, определив его среднее значение и границы допустимых отклонений (эталон по группе);

2) проследив за изменениями диагностического параметра на начальной стадии эксплуатации конкретного объекта, определив тренд для этого параметра и допустимые отклонения, использовать эти значения в качестве эталона этого параметра данного объекта на время дальнейшей эксплуатации (эталон по истории);

3) проделав ту же работу в начальной стадии конкретного измерения диагностического параметра, использовать эталон на вторую часть одного измерения (мгновенный эталон).

Лучшими для диагностики машин являются те диагностические параметры, которые позволяют строить мгновенные эталоны. Но, к сожалению, таких параметров, реально отражающих состояние машин и их узлов, в вибрационной диагностике весьма мало. В частности, такие эталоны могут использоваться для модулированных сигналов. Например, для составляющих вибрации, мощность которых постоянна в бездефектных машинах и пульсирует – в дефектных. Или для тех колебательных сил, частота которых постоянна в бездефектных узлах и флуктуирует – в дефектных.

В основе диагностики машин переменного тока лежат методы обнаружения составляющих вибрации электромагнитного и электродинамического происхождения, рассмотренные ранее. Спектры огибающей вибрации для диагностики электромагнитной системы не используются.

При обнаружении одной части дефектов, сопровождающихся появлением переменных электродинамических сил и пульсирующих моментов, анализируется вибрация корпуса в двух направлениях – радиальном и тангенциальном (по касательной к корпусу). При обнаружении другой части дефектов, сопровождающихся изменением радиальных электромагнитных сил, исследуется радиальная вибрация корпуса.

Многие дефекты ротора в электрических машинах приводят к модуляции вибрации и легко обнаруживаются по однократным измерениям вибрации. Это – дефекты беличьей клетки и динамический эксцентриситет воздушного зазора в асинхронных двигателях.

Так, для контроля состояния беличьей клетки в асинхронном двигателе по пульсирующим моментам необходимо измерять спектр низкочастотной вибрации с высоким разрешением по частоте (см. рис. 7.1), при этом длительность такого измерения может быть весьма большой, так как у ряда асинхронных двигателей частота скольжения  $sf_n$ , где  $f_n$  – частота напряжения питания, может составлять менее 1% от частоты вращения, особенно при его работе с малой нагрузкой.

Диагностическим признаком такого дефекта является появление пульсирующих моментов с двойной частотой скольжения  $2sf_n$  и, как следствие, появление в спектре вибрации на частотах  $kf_{вр}$  боковых составляющих, отличающихся на  $2k_1sf_n$ .

Диагностическим признаком динамического эксцентриситета воздушного зазора в асинхронных двигателях является наличие вращающегося вместе с ротором несимметричного магнитного поля и, как

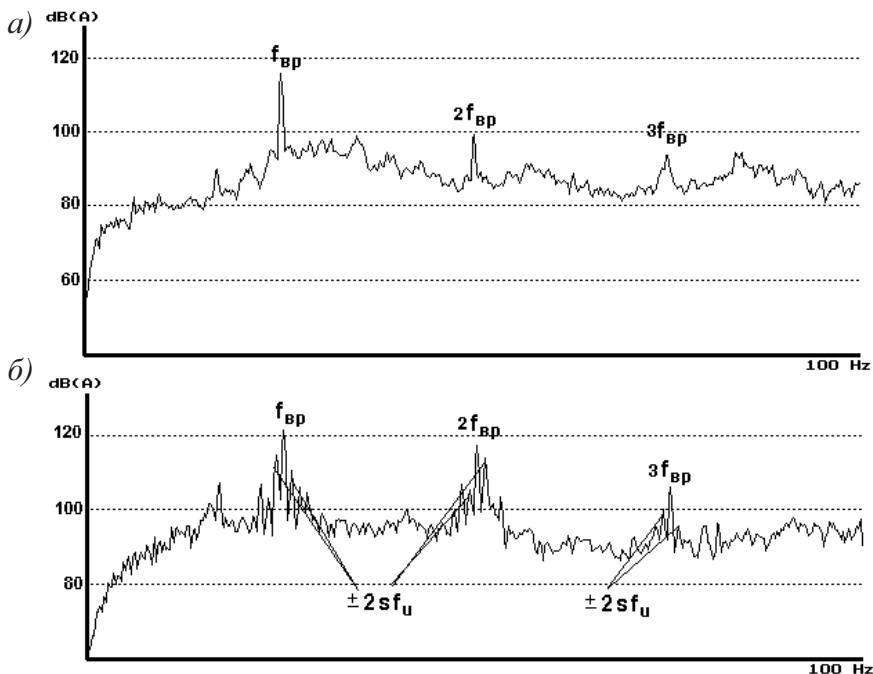


Рис. 7.1. Спектры вибрации асинхронного двигателя без дефектов а) и с обрывом стержня белчьей клетки б)

следствие, появление амплитудной модуляции зубцовых гармоник вибрации частотами  $kf_{вр1}$ , т.е. появление боковых составляющих у зубцовых гармоник вибрации машины с частотами  $kf_z \pm k_1 f_{вр}$ . Этот признак является одинаковым для обнаружения динамического эксцентриситета воздушного зазора в асинхронных двигателях, дефектов системы возбуждения в синхронных машинах и дефектов обмоток якоря в машинах постоянного тока.

На рис. 7.2 приведены спектры вибрации синхронной машины без дефектов и с дефектом обмотки возбуждения в виде короткозамкнутой секции одной из обмоток. Расширение линий  $f_z, f_z \pm 2kf_n$  обусловлено наличием боковых составляющих на  $\pm k_1 f_{вр}$ .

Диагностическим признаком статического эксцентриситета воздушного зазора в машине переменного тока является рост составляющих вибрации на частотах, отличающихся от зубцовых на частоты  $\pm k_1 2f_n$ , а также рост радиальной составляющей вибрации на двойной

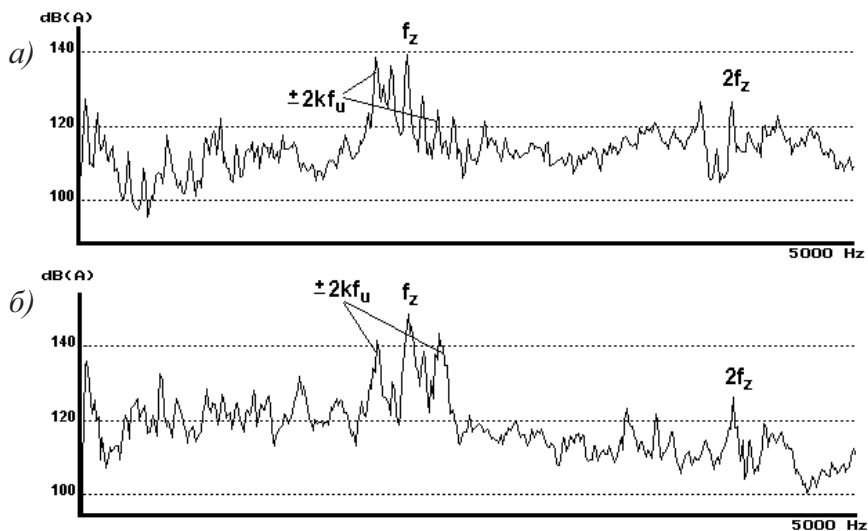


Рис. 7.2. Спектры вибрации синхронной машины без дефектов а) и с дефектом обмотки возбуждения б)

частоте питающей сети. Основной акцент делается на рост составляющих с частотами  $kf_z \pm k_1 2f_n$ , так как рост вибрации на частоте  $2f_n$  обычно оказывается меньше, и, кроме того, может быть вызван и другими причинами.

Пример спектра радиальной вибрации асинхронного двигателя без дефектов и со статическим эксцентриситетом зазора приведен на рис. 7.3.

Некоторые дефекты обмоток статора приводят к появлению пульсирующих моментов в машине. Они обнаруживаются по соотношению тангенциальной и радиальной вибрации на низких частотах ( $2f_n$ ) в асинхронных двигателях и синхронных машинах

На более высоких частотах различия между радиальной и тангенциальной вибрацией уменьшается, и тогда дефекты обнаруживаются по росту соответствующих составляющих вибрации.

Аналогичным образом обнаруживаются и изменения вибрационного состояния машин переменного тока при несимметрии питающего напряжения или искажения его формы. Разделить несимметрию питания и дефекты обмоток статора достаточно сложно, необходимо сравнивать показатели нескольких машин, и если у всех есть пульсирующие с частотой  $2f_n$  моменты, то причина – сеть.



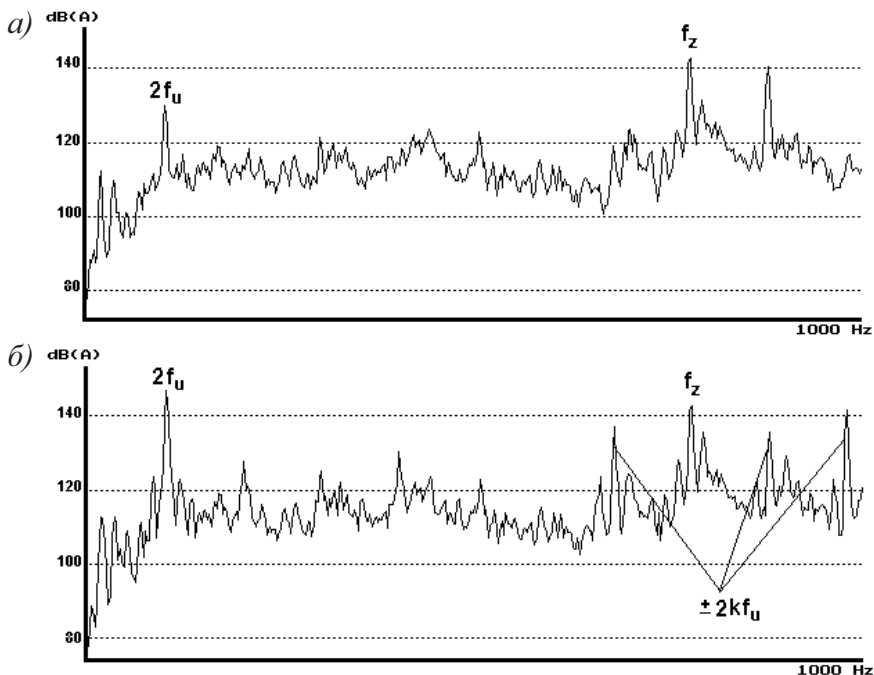


Рис. 7.3. Спектры радиальной вибрации асинхронного двигателя без дефектов и со статическим эксцентриситетом зазора

И последнее. К сожалению, часть дефектов электрических машин обнаруживается только по росту соответствующих составляющих вибрации, и потому требуется большое количество измерений для построения эталона бездефектной машины либо по группе, либо по истории. К таким дефектам частично относятся статический эксцентриситет зазора в машинах переменного тока, а также механическая неуравновешенность ротора и ряд других.

Возможности диагностики машин постоянного тока несколько ниже, чем у машин переменного тока, так как число составляющих вибрации электромагнитного происхождения в них меньше.

По пульсирующим моментам в машине постоянного тока можно обнаруживать обрывы в цепи коллектора, при этом появляются новые составляющие вибрации на частоте  $2kp f_{вр}$ .

Кроме того, если в напряжении питания есть переменные составляющие с частотой  $f_n$ , то пульсирующие моменты образуются с этой частотой и кратными частотами  $kf_n$ .

Дефект обмоток якоря и динамический эксцентриситет зазора обнаруживаются по модуляции зубцовой составляющей вибрации.

Нарушение условий коммутации приводит к появлению или росту вибрации на коллекторных частотах и их гармониках.

Самое сложное – обнаружить дефекты системы возбуждения, которые приводят к росту зубцовой вибрации машины постоянного тока. Для этого надо иметь эталон зубцовой вибрации, который надо строить по группе машин, работающих при одной нагрузке, так как во многих машинах даже без дефектов существует индивидуальная зависимость зубцовой вибрации от величины нагрузки.

## **7.2. Контроль состояния витковой изоляции электродвигателей**

Современное выявление дефектов витковой изоляции позволяет предотвратить внезапный отказ двигателей и технологических установок в целом.

Рассмотрим принцип работы устройств контроля витковой изоляции.

Принцип действия устройства – импульсный. Генератор импульсов работает по принципу заряд-разряд высоковольтного конденсатора. Конденсатор заряжается от напряжения высоковольтного трансформатора и разряжается на испытываемую обмотку. Длительность генерируемых импульсов определяется емкостью высоковольтного конденсатора и индуктивностью испытываемой обмотки. В зависимости от типа испытываемой обмотки длительность меняется от 10 мкс до 200 мкс. Электрическая схема прибора разделяется на силовую и измерительную части. Измерительную часть разделяется на две схемы: схему индикации виткового замыкания по напряжению и схему индикации виткового замыкания по току, протекающему через испытываемую обмотку.

Импульсное напряжение, создаваемое прибором, в зависимости от объекта испытаний либо индуцируется в обмотке (с помощью электромагнитных скоб или устройства с двумя электромагнитами) – индуктивный метод. Либо непосредственно подключается к выводам испытываемой обмотки (с помощью щупов или кабеля) – кондуктивный метод.

С помощью устройства с двумя электромагнитами испытываются мелкие якоря постоянного тока без уравнивателей и статора с уложенной в пазы всыпной обмоткой. Устройство с двумя электромагни-

тами, состоящее из генераторной и приемной части, накладывается сверху на паз. Генераторный кабель подключается к выходу генератора прибора и индуцирует в испытываемой катушке импульсную э.д.с. При наличии замкнутого витка в катушке ток, протекающий в этом витке и вызванный импульсной э.д.с., создает свой магнитный поток, индуцирующий импульсное напряжение в приемной части устройства с двумя электромагнитами. Напряжение приемника измеряется индикатором прибора. При отсутствии виткового замыкания напряжение в приемнике не индуцируется, и стрелка индикатора не отклоняется. Перемещая устройство по пазам проверяют все катушки обмотки.

С помощью скоб испытываются обмотки, имеющие открытые (вне железа) лобовые части, например, обмотка ротора без бандажей, либо отдельные шаблонные секции и полюсные катушки до укладки в железо или насадки на полюс. Две электромагнитные скобы – генераторная и приемная – накладываются сверху на противоположные лобовые части или стороны одной и той же катушки. Генераторная скоба подключается к выходу генератора прибора и индуцирует в испытываемой катушке импульсный ток. Ток, протекающий в этом витке и вызванный импульсной э.д.с., создает свой магнитный поток, индуцирующий импульсное напряжение в приемной скобе. Напряжение приемной скобы измеряется индикатором прибора. При отсутствии виткового замыкания напряжение в приемной скобе не индуцируется, и стрелка индикатора не отклоняется.

Кондуктивным методом испытываются обмотки электрических машин, имеющие естественные короткозамкнутые витки или параллельные ветви, не позволяющие испытывать их индуктивным методом, например, крупные якоря машин постоянного тока или отдельные статорные секции высокочастотных и высоковольтных машин, уложенные в пазы статора. Сущность испытания заключается в сравнении индуктивностей отдельных секций обмотки или катушек при испытании их высоким импульсным напряжением. Импульсное напряжение непосредственно подводится к смежным ламелям коллектора или выводам секций с помощью специальных двойных щупов. Обходя поочередно щупами все смежные пластины коллектора или концы секций, по показаниям индикатора сравнивают между собой индуктивности отдельных секций обмотки. Индикация производится либо по величине тока через испытываемую секцию или катушку, либо по величине падения импульсного напряжения на участке обмотки между

двумя смежными пластинами коллектора в месте приложения напряжения. Для повышения чувствительности при определении витковых замыканий измерение величины тока через секцию производится компенсационным методом: падение напряжения на шунте компенсируется напряжением постоянного тока внутри прибора.

Разработаны и широко используются несколько устройств.

*Устройство на основе использования  
электромагнитных скоб (рис. 7.4).*

Конструктивно скобы выполнены одинаково и отличаются только своими обмотками. Магнитная система скобы имеет форму открытого, удлиненного П-образного сердечника с загнутой по окружности верхней частью. Сердечник набран из прямоугольных полос стали Э44 толщиной 0,2 мм проклеенных эпоксидным клеем. Внутренний размер П-образного сердечника 36 мм, длина продольной части 180 мм, сечение стали пакета 2 см<sup>2</sup>.

Генераторная скоба надевается сверху на лобовую часть обмотки ротора; она должна индуцировать равномерное испытательное напряжение “на виток” по высоте катушки ротора. Для выполнения этого условия обмотка генераторной скобы с переменным шагом намотки.

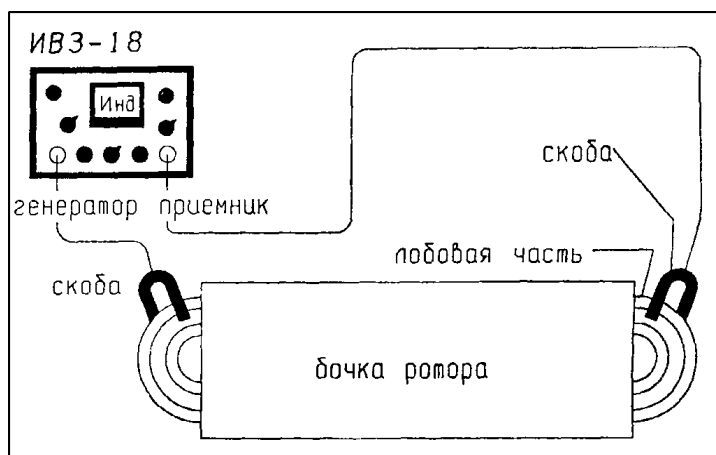


Рис. 7.4. Проверка обмотки ротора без бандажей с помощью электромагнитных скоб

Плотность намотки, начиная от верхней части к концу скобы, возрастает по квадратичному закону, т.е. пропорционально квадрату расстояния от верха до конца скобы.

Такое расположение обмотки позволяет получить равномерное распределение магнитного потока внутри скобы почти по всей ее длине, несмотря на разомкнутый сердечник скобы, и тем самым создать более равномерное потокоцепление с отдельными витками катушки ротора по ее высоте. Обе катушки генераторной скобы включены согласно. Число витков обмотки  $10,5 + 10,5 = 21$  виток.

Обмотка приемной скобы намотана равномерно по обеим сторонам продольной части и состоит из двух катушек, включенных согласно. Число витков приемной скобы  $100 + 100 = 200$  витков.

### *Использование стержневого электромагнита.*

По принципу работы стержневой электромагнит аналогичен двум электромагнитным скобам и употребляется вместо скоб при испытании катушек электрических аппаратов, имеющих, как правило, малое внутреннее окно испытываемой катушки.

Конструктивно стержневой электромагнит выполнен в виде отдельного стержня  $410 \times 36 \times 32$  мм, состоящего из двух разомкнутых электромагнитов: генераторного и приемного. Пакет генераторного электромагнита набирается из прямоугольных полос трансформаторной стали Э-44 толщиной 0,2 мм, размером  $425 \times 25$  мм. Толщина пакета 16 мм. Полосы промазываются эпоксидным клеем, собираются в пакет, дожимаются в оправке и выпекаются при температуре  $200^\circ\text{C}$  в течении 4 часов. Получается монолитный пакет. Приемный электромагнит собирают из той же стали, размер полос  $390 \times 25$  мм. Толщина пакета 4 мм. Пакет также промазывается эпоксидным клеем и запекают.

Обмотка генераторного магнита состоит из 100 витков провода. Обмотку надежно изолируют от стали электромагнита 93 слоя лакоткани толщиной 0,15 мм) и наматывают по всей длине электромагнита, более плотно на его края (плотность обмотки в средней части магнита на 30–20% ниже, чем на краях). Сверху обмотка изолируется двумя слоями лакоткани, и на нее накладывается экран из тонкой листовой медной фольги толщиной 0,2 мм с изоляцией так, чтобы он не создавал замкнутого витка. Экран служит для уменьшения влияния потоков

рассеивания генераторного электромагнита на приемный электромагнит.

Обмотка приемного электромагнита состоит из 50 витков диаметром 0,88 мм. Ее изолируют от стали электромагнита и наматывают равномерно по всей его длине.

*Устройство с двумя электромагнитами (рис. 7.5).*

Устройство состоит из двух электромагнитов: генераторного и приемного, укрепленных на общей изоляционной планке и заключенных в общий кожух.

Оба электромагнита стержневого типа набираются из пластин трансформаторной стали марки 2421 толщиной 0,35 мм. Башмаки электромагнитов имеют одинаковую щелевидную форму (размер щели – 4 мм), но размер и толщина пакетов генераторного электромагнита значительно больше. Пакет генераторного магнита выполнен из расчета, чтобы он смог пропустить полный индуцируемый магнитный поток. В приемном электромагните индуцируется очень небольшой магнитный поток, поэтому толщина его выбрана 10–15 мм.

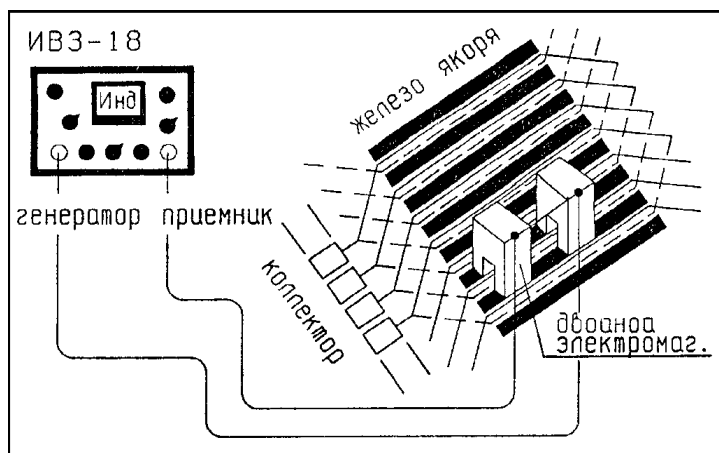


Рис. 7.5. Проверка якорей постоянного тока без уравнивателей с помощью устройства с двумя электромагнитами

Электромагниты устанавливаются на гетинаксовой плате на расстоянии 30 мм друг от друга и на одном уровне по высоте с таким расчетом, чтобы они располагались над одним и тем же разом железа электромашины. Обмотка каждого электромагнита состоит из двух катушек, намотанных равномерно по обеим сторонам электромагнита и включенных согласно. Между генераторным и приемным электромагнитом устанавливается экран, позволяющий снизить до минимума влияние рассеивания между электромагнитами.

Устройство с электромагнитами соединяется с прибором двумя кабелями: коаксиальным кабелем генераторного электромагнита и двухпроводным экранированным кабелем приемного электромагнита.

Всего разработано три типоразмера устройства с электромагнитами: для статоров высоковольтных машин (большой магнит) – габариты 180×120×50 мм, вес – 4,2 кг; для якорей машин постоянного тока средней мощности до 200 кВт (средний магнит) – габариты 150×75×50 мм, вес – 1,8 кг; для испытания мелких машин (малый магнит) – габариты 120×35×30 мм, вес – 0,5 кг.

Помимо этого, для проверки мелких машин, выпускаемых большой серией, изготовлен ряд приспособлений, работающих на принципе двойного электромагнита. Например, для проверки якорей пылесосов изготовлено изоляционное полукольцо по диаметру якоря, в которое врезаны два П-образных электромагнита, расположенных по шагу обмотки якоря. Для проверки обмотки статора асинхронного двигателя из изоляционного материала изготовлен цилиндр по диаметру ротора статора. По оси цилиндра врезаны два малых электромагнита. Испытуемый статор надевается на цилиндр и прокручивается вокруг цилиндра.

#### *Устройство с двойным щупом (рис. 7.6).*

Подключение импульсного напряжения к смежным пластинам коллектора и измерение падения напряжения на них при испытании крупных якорей постоянного тока производится двумя кабелями: коаксиальным кабелем и измерительным. Длина каждого кабеля 2,5–3 м. Через коаксиальный кабель напряжение генератора импульсов прибора подается к испытуемой секции якоря. Второй токоведущей жилой служит экран кабеля. На расстоянии 40–50 мм от конца кабель разделяется и подпаивается к торцам обоих щупов, причем, к подвижному щупу подсоединяется экран кабеля. Измерительный кабель разделя-

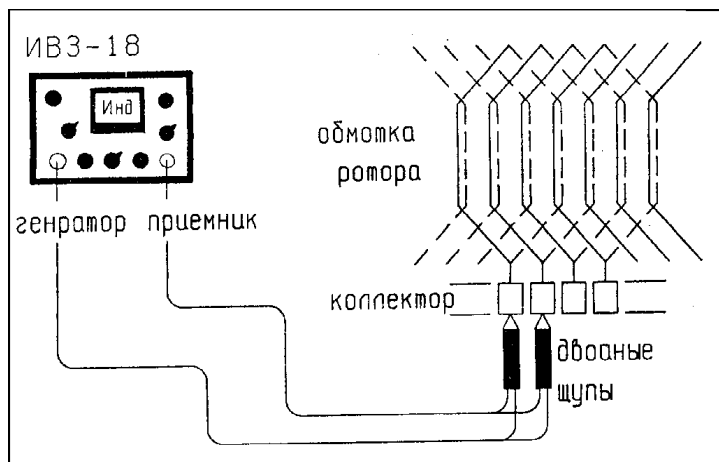


Рис. 7.6. Проверка якорей постоянного тока с помощью двойных щупов

вается так же как коаксиальный на расстоянии 60 мм, но подпаивается не к торцам, а к наконечникам щупов как можно ближе к их острию во избежание паразитного падения напряжения в медных наконечниках щупов. Экран измерительного провода подпаивается непосредственно к концу подвижного щупа, а жила провода подсоединяется к концу подвижного щупа через переходную пружину. Такая конструкция позволяет избежать излома концов провода при работе. В описанной конструкции щупов импульсное напряжение на концах щупов появляется только при нажатии на подвижный щуп.

#### *Устройство с высоковольтной штангой (рис. 7.7).*

Подключение импульсного напряжения при испытании секций высоковольтных статорных обмоток (до 10 кВ) производится специальной высоковольтной штангой. Длина штанги с наконечником – 750 мм. Штанга представляет собой пустотелую изоляционную трубу длиной 600 мм и диаметром 25 мм. С одного конца на эту трубу насажена эбонитовая рукоятка, с другого – эбонитовая втулка с ввинчивающимся в нее медным наконечником. Внутри рукоятки штанги смонтирована контактная группа, соединяющаяся шлангом с розеткой на задней стенке прибора. Замыкание контактов производится нажатием на кнопку, расположенную в рукоятке штанги. Высоковольтный провод не про-



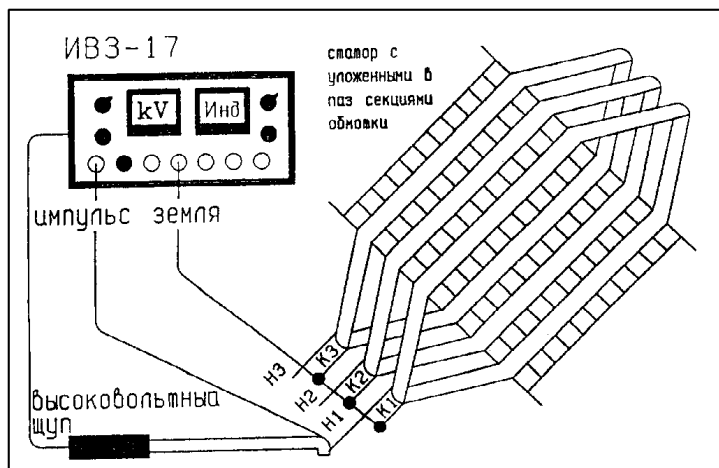


Рис. 7.7. Проверка секций статорной обмотки с помощью высоковольтной штанги

водится через трубку штанги, а подсоединяется к наконечнику штанги непосредственно. С другой стороны высоковольтный провод заканчивается специальным штепселем для включения в гнездо “высоковольтный импульс” на лицевой стороне прибора. Высоковольтное напряжение появляется на наконечнике штанги только после нажатия на кнопку в рукоятке штанги.

### 7.3. Одночастотное автоматизированное устройство контроля изоляции электрических машин

Устройство предназначено для измерения сопротивления и оценки состояния изоляции. Устройство работает по принципу наложения переменного тока на корпусную изоляцию обмотки.

Схема устройства контроля изоляции обмотки приведена на рис. 7.8. Устройство содержит источник  $G$  переменного напряжения частоты  $f$ , один полюс которого непосредственно, а второй полюс через первичную обмотку трансформатора тока ТА и фильтр, образованный последовательно включенным дросселем  $L_f$  и разделительным конденсатором  $C_f$ , присоединены к контролируемой цепи. Фильтр настроен на частоту  $f$  и не пропускает в измерительные цепи постоян-



ную составляющую, а также высокочастотные составляющие. Сопротивление фильтра на частоте  $f$  близко к нулю, сопротивление трансформатора тока мало, поэтому ток от источника  $G$  определяется сопротивлением корпусной изоляции  $R_{из}$  и параллельной емкостью  $C_{из}$  обмотки возбуждения на корпус:

$$i = \sqrt{2} \cdot I \cdot \sin(\omega t + \varphi);$$

$$\varphi = \arctg(\omega \cdot R_{из} C_{из}); \quad I = \frac{U \cdot \sqrt{1 + R_{из}^2 \cdot \omega^2 \cdot C_{из}^2}}{R_{из}}.$$

Напряжение источника через преобразователь напряжения в напряжение 1 и полосовой фильтр 2, настроенный на частоту  $f_1$ , подается на измерительную часть схемы, при этом на выходе фильтра 2 формируется сигнал

$$U_2 = \sqrt{2} \cdot U \cdot K_U \cdot \sin \omega t,$$

где  $K_U$  – коэффициент передачи преобразователя 5 и фильтра 6.

Ток, протекающий через изоляцию, преобразуется в пропорциональное ему напряжение с помощью шунта  $R_{ш}$ , включенного в цепь вторичной обмотки трансформатора тока ТА. Это напряжение масштабируется преобразователем напряжение-напряжение 4 и подается на полосовой фильтр 9, настроенный на частоту  $f_2$ . При этом напряжение  $U_9$  на выходе фильтра равно:

$$U_9 = K_T R_{ш} K_{10} \sqrt{2} i \sin(\omega t + \varphi),$$

где  $K_T$  – коэффициент передачи трансформатора тока;  $R_{ш}$  – сопротивление измерительного шунта;  $K_{10}$  – коэффициент передачи масштабного усилителя 7.

Напряжение  $U_2$  через выпрямитель 4 и сглаживающий фильтр 5 поступает на вход квадратора 6, на выходе которого образуется напряжение, пропорциональное квадрату действующего значения напряжения источника  $U$ :

$$U_6 = \frac{4}{\pi^2} K_6 K_U^2 U^2,$$

где  $2/\pi$  – коэффициент передачи выпрямителя 9 и сглаживающего фильтра 5, выделяющих среднее значение напряжения  $U_2$ ;  $K_6$  – коэффициент пропорциональности квадратора 6.

Напряжение  $U_5$ , пропорциональное мгновенным значениям тока в контролируемой цепи, через фазовращатель 11 поступает на вход перемножителя 12, на второй вход которого поступает напряжение  $U_3$ , пропорциональное мгновенным значениям напряжения. В результате на выходе преобразователя 12 имеем напряжение, пропорциональное мощности в изоляции:

$$U_{12} = K_U K_M K_{10} R_{\text{ш}} K_{12} U I [\cos \varphi + \cos(2\omega t + \varphi)] = K_U K_M K_{10} R_{\text{ш}} K_{12} P,$$

где  $K_{12}$  – коэффициент преобразования блока 12.

Сглаживающий фильтр 13 выделяет постоянную составляющую этой мгновенной мощности, т.е. активную мощность  $P$ , выделяемую в изоляции:

$$U_{13} = K_U K_T K_{10} R_{\text{ш}} K_{12} U I \cos \varphi = K_U K_T K_{10} R_{\text{ш}} K_{12} P.$$

Далее напряжение с выхода квадратора 6 через инвертор 7 подается на первый вход делителя 15, на второй вход которого поступает напряжение  $U_{13}$ , в результате на выходе делителя 15 образуется сигнал:

$$U_{15} = \frac{8 K_6 K_U K_{15}}{\pi^2 K_T K_{10} K_{12} R_{\text{ш}}} \frac{P}{U^2},$$

где  $K_{15}$  – коэффициент передачи делителя 15.

Это напряжение пропорционально активной проводимости изоляции.

Действительно, в параллельной схеме замещения изоляции активная мощность  $P$ , выделяемая в сопротивлении  $R_{\text{из}}$ , равна

$$P = U^2 G_{\text{из}}.$$

Таким образом, с учетом того, что коэффициенты передачи перемножителя  $K_{12}$  и квадратора  $K_6$  одинаковы, имеем

$$U_{15} = \frac{8 K_U K_{15}}{\pi^2 K_T R_{\text{ш}} K_{10}} R_{\text{из}}.$$

Полученное напряжение может быть измерено и поступает также на компаратор 16, срабатывающий при снижении сопротивления изоляции ниже допустимого уровня, и далее через элемент выдержки времени 17 и выходной элемент 18, подающий сигнал на отключение контролируемой цепи.

- диапазон измеряемых сопротивлений от 0 до 500 кОм;
- точность измерения сопротивления не менее 1,5%;
- выходной сигнал  $G$  формируется в стандарте, обеспечивающем стыковку с агрегатным уровнем АСУ ТП;
- напряжение питания 200–240 В;
- частоты питающей сети 49,5–50,5 Гц;
- относительная влажность 45–80%;
- диапазон температур:  $-10 \div +40^\circ\text{C}$ .

#### **7.4. Двухчастотное автоматизированное устройство контроля состояния электродвигателя**

Анализ частотных свойств изоляции позволяет предложить ряд устройств, обеспечивающих более высокие показатели технического совершенства. Так, на рис. 7.9. представлена схема двухчастотного устройства контроля изоляции. На схеме представлены следующие элементы: первый 1 и второй 2 источники переменного напряжения, измерительный шунт 3, являющийся токовой цепью преобразователя тока в напряжение, в состав которого входит также масштабный усилитель 4, блок извлечения квадратного корня 16, регистрирующий орган 17, исполнительный орган 18, первый 6 и второй 7 селективные формирователи квадрата действующего значения, второй дифференциальный усилитель 12, преобразователь напряжения в напряжение 5, третий 8 и четвертый 9 селективные формирователи квадрата действующего значения, первый делитель 13, второй делитель 14, блок 15 перемножения, причем каждый из селективных формирователей квадрата действующего значения 6, 7, 8, 9, состоит из последовательно включенных полосового фильтра 10 и блока 11 формирования квадрата среднеквадратичного значения напряжения.

Величина коэффициента передачи  $m$  второго дифференциального усилителя по второму входу выбрана равной

$$m^2 = \frac{f_2^2}{f_1^2},$$

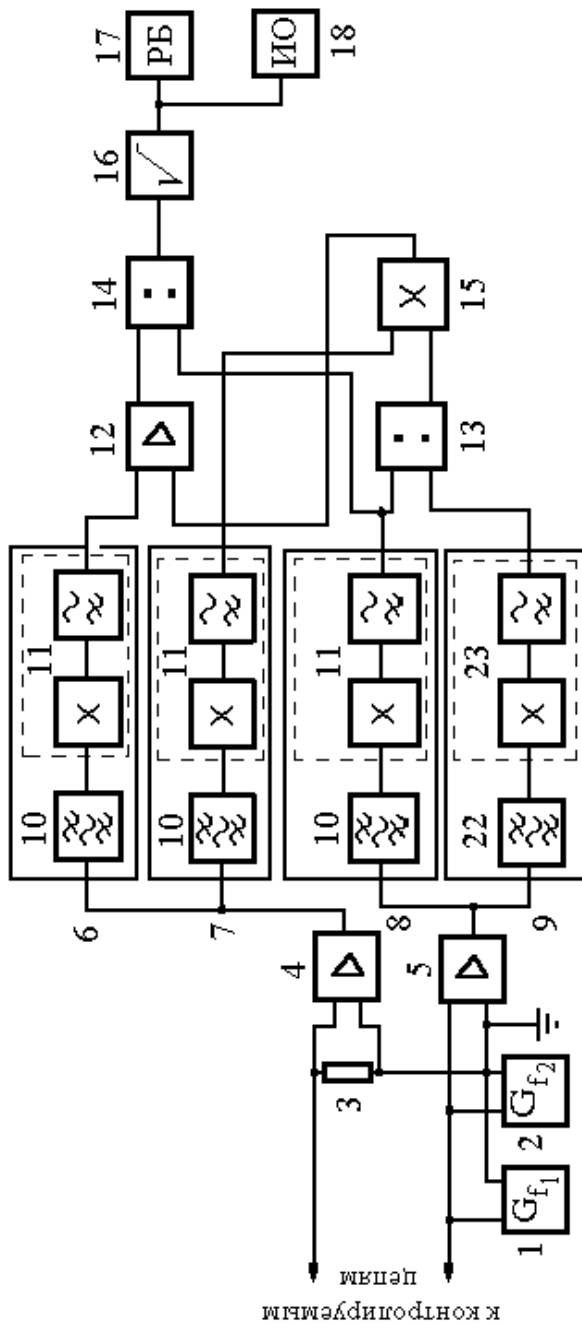


Рис. 7.9. Схема двухчастотного устройства контроля изоляции электродвигателя

а величина коэффициента передачи  $K$  первого дифференциального усилителя по второму входу равна

$$K = \left[ 1 - \left( \frac{f_2}{f_1} \right)^2 \right]^{-\frac{1}{2}}.$$

Устройство работает следующим образом. Под действием первого источника переменного напряжения частотой  $f_1$  в изоляции создается ток  $I_1$  частоты  $f_1$ :

$$I_1 = \frac{U_1}{R} + U_1 j\omega_1 C,$$

где  $U_1$  – напряжение первого источника;  $R$  – эквивалентное активное сопротивление изоляции и системы охлаждения;  $C$  – эквивалентная емкость изоляции и системы охлаждения.

Под действием второго источника переменного напряжения частотой  $f_2$  в изоляции создается ток  $I_2$  частоты  $f_2$ :

$$I_2 = \frac{U_2}{R} + U_2 j\omega_2 C,$$

где  $U_2$  – напряжение второго источника.

Напряжения  $U_1$  и  $U_2$  источников переменного напряжения 1, 2 через преобразователь 5 напряжения в напряжение подаются на входы третьего 9 и четвертого 8 селективных преобразователей квадрата действующего значения, на выходе которых образуются напряжения пропорциональные, соответственно,  $U_1^2$  и  $U_2^2$ .

Во вторичных обмотках измерительного трансформатора напряжения протекают токи, пропорциональные токам в изоляции  $I_1^2$  и  $I_2^2$ . Они создают на шунте 3 падение напряжения, усиливаемое масштабирующим усилителем 4. Таким образом, на входы первого 7 и второго 6 селективных формирователей поступает напряжение, пропорциональное току в изоляции, создаваемому источниками 1 и 2. На выходе формирователей получаем напряжения, пропорциональные квадрату действующего значения токов соответствующих частот.

Далее первый делитель 13 вычисляет отношение  $U_2^2/U_1^2$ , а на выходе блока перемножения образуется напряжение, пропорциональное

$\frac{U_2^2}{U_1^2} \cdot I_1^2$ . Это напряжение поступает с коэффициентом передачи –

$$m^2 = -\frac{f_2^2}{f_1^2} = -\frac{\omega_2^2}{\omega_1^2} \text{ на второй вход второго дифференциального уси-}$$

лителя 12, на первый вход которого поступает напряжение, пропорциональное  $I_2^2$ . На выходе дифференциального усилителя получается при этом напряжение, пропорциональное

$$U_{15} = \frac{U_2^2}{U_1^2} \frac{\omega_2^2}{\omega_1^2} I_1^2 - I_2^2.$$

Напряжение с выхода блока 12 поступает на вход второго делителя 14, на второй вход которого поступает напряжение, пропорциональное  $U_2^2$ , а на выходе второго делителя 14 получается напряжение, пропорциональное квадрату эквивалентной активной проводимости изоляции

$$U_{20} = \left( 1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_1^2} \right) \frac{1}{R^2}.$$

На выходе блока 16 извлечения квадратного корня создается напряжение, пропорциональное эквивалентной активной проводимости изоляции  $\frac{1}{R}$ :

$$U_{21} = \sqrt{1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_1^2}} \cdot \frac{1}{R}.$$

Напряжение с выхода блока 16 извлечения квадратного корня поступает на входы регистрирующего блока 17 для измерения и регистрации текущего значения проводимости (или сопротивления) изоляции, и на исполнительный орган 18, подающий сигнал на отключение электроустановки, если сопротивление изоляции окажется ниже допустимого значения.



## ЛИТЕРАТУРА

1. *Воздвиженский В.А., Гончаров А.Ф., Козлов В.Б. и др.* Вакуумные выключатели в схемах управления электродвигателями. Энергоатомиздат, 1988.
2. IEE WORKING GROUP. Impulse voltage strength of AC rotating machines. – IEE transactions on power apparatus and systems. 1981, vol. PAS-100, August, № 8, p. 404–405.
3. AIEE Committee Report Impulse testing of rotating AC machines. – AIEE transactions. 1960, vol. 79, part 3, p. 182–188.
4. *M. Wellauer.* The voltages stresses in the entrance coils of windings on the occurrence of surge voltages of different steepness. – Bulletin ocrlicon, № 270, p. 1824–1830 and 1948, № 271, p. 1843–1848.
5. *K.A. Christiansen and A. Pedersen.* An experimental study of impulse voltage phenomena in a large AC motor. – IEEE proceedings of the lie., 1968, p. 148–150.
6. *B.K. Gupta, D.K. Sharnra, D.C. Bacharov.* Measured propagation of surges in the winding of a large AC motor. – IEE transactions on energy conversion, 1986, vol. EC-1, March, № 1, 122 p.
7. *W. Andra, P.G. Sperling.* Beanspruchuna der wicklung-sisolierung beim schalten elektriskher maschinen. – Siemens zeitschrift 49 (1979), № 10, p. 672–677.
8. Труды АООТ “НИИ Электрокерамика”. Под редакцией проф. Ф.Х. Халилова. Санкт-Петербург, Изд. АООТ “НПО Электрокерамика”, 1988.
9. *K.J. Cornick and T.R. Thompson.* Steep-fronted switching voltage transients and their distribution in motor windings.  
Part 1: System measurements of steep-fronted switching voltage transients. – IEE Proc. 1982, vol. 129, March, PT. B. № 2, p. 45–55.  
Part 2: Distribution of steep-fronted switching voltage transients in motor windings. – IBID, p. 56–63.
10. *D.C. Bacharov, D.K. Sharma.* Risk of windings insulation breakdown in large AC motors caused by steep switching surges. – IEE transactions on energy conversion. 1986, vol. EC. 1, March, № 1, p. 130–137.
11. *Рыбаков Л.М., Халилов Ф.Х.* Повышение надежности работы трансформаторов и электродвигателей высокого напряжения. Изд. Иркутского университета, Иркутск, 1991.

12. Мнухин А.Г., Лесин В.Л., Товетик Ю.В. и др. Исследование работы ОПН в шахтных кабельных сетях 6 кВ. – Промышленная энергетика, 1983, № 1.

13. Альбокринов В.С., Гольдштейн В.Г., Халилов Ф.Х. Перенапряжения и защита от них в электроустановках нефтяной промышленности. Изд. “Самарский университет”, Самара, 1997.

14. Правила устройства электроустановок. Минэнерго СССР, М., 1985.

15. Карамзин А.П. Отключения и повреждения в сетях 35, 10 и 6 кВ при грозах. – Электрические станции, 1971, № 7.

16. Лихачев Ф.А. Перенапряжения в сетях собственных нужд. – Электрические станции, 1983, № 10.

17. Арайс Р.Ж., Сталтманис И.О. Эксплуатация электрических сетей сельской местности. Энергоиздат, М., 1977.

18. Ван-дер-Варден. Математическая статистика. М., 1960.

19. Половой И.Ф., Михайлов Ю.А., Халилов Ф.Х. Перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. Л., 1975.

20. Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В. Курс теории вероятностей и математическая статистика для технических приложений. М., 1969.

21. Окорочков В.Р., Лисочнина Т.В. Техничко-экономическое обоснование решений в энергетике. Изд. ЛПИ, Л., 1981.

22. Техника высоких напряжений. Под редакцией М.В. Костенко. Высшая школа. М., 1973.

23. Борисов В.Н., Халилов Ф.Х. Изоляция электрооборудования электрических станций и подстанций. Изд. МЭИ, 1992.

24. Техника высоких напряжений. Под редакцией Г.С. Кучинского. Изд. ПЭИПК, Санкт-Петербург, 1998.

25. Interruption of small inductive currents. Chapter 3, Part A. – Electra, 1981, № 75.

26. Kano, T. Hakamada, Y. Kurosawa. Switching surge phenomena in induction motor windings and their endurance. – Hitachi Review, 1975, vol. 24, № 5.

27. Veno, H. Toya, Y. Murai. Monte-Carlo simulation of overvoltage generation in the inductive current interruption by vacuum interrupters. – IEEE Trans on PAS, 1984, vol. PAS-103, March, № 3.

28. Colombo, G. Gosta, I. Paccareta. Results of an investigation on the overvoltages due to a vacuum circuit breaker when switching on H.V. motor. – IEEE Trans. on Power Delivery, 1988, vol. 3, January, № 1.

29. *S. H. Telander, M.R. Wilhelm, K.B. Stump*. Surge limiters for vacuum circuit breaker switchgear. – IEEE Transaction on Power Delivery, 1987, vol. 2, January, № 1.

30. Interruption of small inductive currents: Chapter 5: Switching of unloaded transformers, Part 2. – Electra, 1991, № 134.

31. *Базуткин В.В., Евдокунин Г.А., Халилов Ф.Х.* Ограничение перенапряжений, возникающих при коммутациях индуктивных цепей вакуумными выключателями. – Электричество, 1994, № 2.

32. Interruption of small inductive currents: Chapter 5: Switching of unloaded transformers, Part 1. – Electra, 1991, № 133.

33. *A.N. Greenwood, D.R. Kurts, J.C. Sofianek*. A guide to the application of vacuum circuit breakers. – IEEE Transaction on Power Application and Systems, 1971, vol. 90, № 3.

34. *K. Yokokura, S. Masuda, H. Nishikawa*. Multiple restriking voltage effect in a vacuum circuit breaker on motor insulation. – “IEEE Trans on PAS”, 1981, vol. PAS- 100, April, № 4.

35. *A.T. Roguski*. Experimental investigation of the dielectric recovery strength between the separating contacts of vacuum circuit breakers. – IEEE Transaction on Power Delivery, 1989, vol. 4, April, № 2.

36. *J.F. Perkins, D. Bhasavanich*. Vacuum switchgear application study with reference to switching surge protection. – IEEE Transaction on Industry Application, 1983, vol. 19, September, № 5.

37. *J.D. Gibbs, D. Koch, Dr. P. Malkin, K.J. Cornick*. Comparison of performance of switching technologies on E. CIGRE motor simulation circuit. – “IEEE Transaction on Power Delivery”, 1989, vol. 4, July, № 3.

38. *Matsui, T. Yokayama, E. Umeya*. Reignition current interruption characteristics of the vacuum interrupters. – IEEE Trans. Of Power Delivery, 1988, vol. 3, October, № 4.

39. *Беляков Н.Н.* Защита от перенапряжений установок с вакуумными выключателями. – Электрические станции, 1994, № 9.

40. *Люлько В.А.* К расчету входных сопротивлений и эквивалентных параметров цепных схем, применяемых при моделировании обмоток электрических машин. – Известия ВУЗов, Энергетика, 1962, № 5.

41. *Волотковский С.А., Курьян А.И., Горбунов Я.С.* Перенапряжения при однофазных замыканиях на землю в сетях 6–10 кВ с изолированной нейтралью. – Энергетика, 1973, № 2, с. 14–18.

42. *Gert R. Mohnosti sniženi poitu poruch v kabelovych sitich vn pŕi zemnich spojenish*. – Energetika, 1968, vol. 18, и. 3, s. 89–94.

43. *Димитър Марков*. Изследование на пренапряженията в нашите кабелки мрежи 10 и 20 кV. – Энергетика, 1971, т. 22, № 11, с. 18–23.

44. *Anderson E. I., Edward I.* Przepiecia przy swarcicach tubowych w sieci kablowej. – Energetyka, 1973, vol. 27, № 9; Buletyn Instytutu Energetyki, 1973, vol. 15, № 9–10, s. 71–75.

45. *Anderson E. I., Edward I.* Badania przepiec wewne, trznych w sieci kablowej 15 kv przy rozmaitych sposobach uziemienia punktu zorowego. – Energetyka, 1971, vol. 25, № 3; Buletyn Instytutu Energetyki, 1971, vol. 13, № 3–4, 24 s.

46. *Maier H.* Uberspannungen bei Erdschlüssen in Hochspannungsnetzen. – Elektrotechn. Ztschr., 1966, Bd A-87, № 2, s. 64–71, Diskuss., s. 76–83.

47. *Беляков Н.Н.* Исследование перенапряжений при дуговых замыканиях на землю в сетях 6–10 кВ с изолированной нейтралью. – Электричество, 1967, № 5, с. 31–36.

48. *Абдурахманов М.И.* Исследование перенапряжений от перемежающихся заземляющих дуг в реальных сетях. – Изв. АН АзССР, 1957, № 8, с. 18–24.

49. *Лихачев Ф.А.* Коммутационные перенапряжения в трехфазных схемах с малыми емкостными токами замыкания на землю. – Электрические станции, 1958, № 1, с. 10–13.

50. *Самойлович И.С., Ключков А.Д.* Автоматическая регистрация амплитуд внутренних перенапряжений. – В кн.: Проблемы технической электродинамики. Киев, 1971, вып. 31, с. 16–25.

51. *Ueno N., Toya H., Murai Y., Osada M.* Monte-Carlo simulation of overvoltage generation in the inductive current interruption by vacuum interrupters. – IEEE, 1984, vol. PAS-103, № 3, p. 498–504.

52. *Лихачев Ф.А.* Защита от внутренних перенапряжений установок 3–20 кВ. М.: Энергия, 1968, 152 с.

53. *Беляков Н.Н.* Перенапряжения при дуговых замыканиях на землю с одновременным обрывом фазы. – Электрические станции, 1968, № 11, с. 8–11.

54. *Халилов Ф.Х.* Анализ характера внутренних перенапряжений в сетях 35 кВ. – Промышленная энергетика, 1972, № 11, с. 31–35.

55. *Халилов Ф.Х.* Анализ регистрации внутренних перенапряжений в сетях 6–10 кВ. – Промышленная энергетика, 1971, № 7, с. 26–29.

56. *Лютер Р.А., Швец Г.Г.* Витковая изоляция электрических машин. – В книге: Электрическая изоляция. М., ОНТИ НКТП, 1937, вып. 1.

57. *Каганов З.Г.* Внутренние перенапряжения и другие воздействия на витковую изоляцию электродвигателей. – В книге: Испытание витковой изоляции электрических машин. М., Энергия, 1959.

58. *Петров Г.Н., Абрамов А.Н.* Витковые напряжения в обмотках электрических машин. – Электричество, 1954, № 7.

59. *Юнг А.Б.* Некоторые исследования среза тока в высоковольтных выключателях. – В книге: Перенапряжения при отключении линий и трансформаторов. М., Госэнергоиздат, 1947.

60. *Lafon P.* Contribution à l'étude du déclenchement des moteurs à haute tension. – Rev. Gen. Electr., 1955, № 10.

61. *Balteusprenger P., Mayer H.* Überspannungen beim Abschalten von Hochspannungstransformatoren. – BBC Mitt., 1953, № 9.

62. *Fourmarier P.M.* Sur les surtensions à front raide d'inductances penvent, et soumis les moteurs triphases raccordés à un réseau de rent. – Bull. SFE, 1953, № 32.

63. *Kohn S.* Comparaison et choix des paramètres essentiels intervenant dans la formation des surtensions lors des manœuvres de déclenchement et de déclenchement des moteurs, transformateurs ou condensateurs. – Bull. SFE, 1953, № 35.

64. *Fourmarier P.M.* Essais relatifs aux surtensions de déclenchement des moteurs à haute tensions. – Bull. SFE, 1957, № 75.

65. *Laurent P.G., Nehve-Eglise J., Rivet G.* Quelques problèmes d'actualité sur les phénomènes de choc. – Bull. SFE, 1952, № 16.

66. *Геллер Б., Веверка А.* Импульсные процессы в электрических машинах. М., Энергия, 1973.

67. *Teszner M.S.* Mécanisme physique et caractéristiques des surtensions transitoires sur circuits inductifs moyens de les combattre. – Bull. SFE, 1953, № 35.

68. *Deecaous M.F.* Essais aux ondes de choc des moteurs à haute tension. – Bull. SFE, 1953, № 35.

69. *Данилович И.С., Паславский М.О., Поляков Б.И.* Коммутационные перенапряжения при включении и отключении высоковольтных двигателей. – Электрические станции, 1976, № 6.

70. *Cornick K.J., Davenport J.L.* The influence of switchgear transients on industrial motors. – CIREN 1983: 7<sup>th</sup> Int. conf. elec. distrib. (Lijège, 25–29 Apr., 1983). Pt 1. Lijège, 1983.

71. *Shankle D.F., Moses G.L., Mole G.J.* Steep-front surges endanger winding of powerhouse motors. – Electr. Light and Power, 1966, vol. 44, № 11.

72. Данилович И.С., Паславский М.О., Поляков Б.И. Перенапряжения при включении электродвигателей. – Электрические станции, 1974, № 11.

73. Гольдберг О.Д. и др. Влияние коммутационных перенапряжений на надежность электродвигателей. – Электротехника, 1968, № 5.

74. Озерной М.И. Переходные процессы в шахтной участковой электросети при коммутации асинхронных, короткозамкнутых двигателей. – Горн. журн., 1969, № 3, с. 10–20.

75. Гаврилов П.Д. Коммутационные перенапряжения в забойных электродвигателях. – В книге: Автоматизация и электрификация работ в горной промышленности: Сборник трудов Кемеровского политехнического института. Кемерово, 1970, № 19, с. 18–25.

76. Герт Р. и др. К вопросу о перенапряжениях. Результаты измерений в энергосистемах. – В книге: Перенапряжения и высоковольтная изоляция в электрических системах. М.: Госэнергоиздат, 1959, с. 16–39.

77. Гутников Ю.А., Мариночкин В.П., Созинов А.В. и др. Внутренние перенапряжения на крановых асинхронных двигателях. – Электротехника, 1979, № 2, с. 37–39.

78. Гесунер С., Маури Е., Перолини М. Коммутационные перенапряжения, меры их ограничения и требования, предъявляемые к выключателям. – В книге: Перенапряжения при отключении линий и трансформаторов. М.: Энергия, 1957, с. 28–48.

79. Данилович И.С. Коммутационные перенапряжения при включении и отключении высоковольтных электродвигателей. – Электрические станции, 1973, № 1, с. 68–70.

80. Pretorius R.E., Eriksson A.J. Field studies of switching surge generation in high-voltage vacuum contactor controlled motors results of extensive practical investigations. – 3<sup>rd</sup> Int. Conf. “Sources and eff. power syst. disturbances” (London, 5–7 May, 1982), London; New York, 1982, p. 59–64.

81. Опыт измерения перенапряжений при отключении синхронного двигателя экскаватора вакуумным выключателем. – В книге: Аппараты высокого напряжения, трансформаторы и силовые конденсаторы. М.: Информэлектро, 1976, вып. 7 (63), с. 14–15.

82. Bull. SFE, 1954, № 48, p. 741-754 (дискуссия по докладам: P. Fourmarier, M. Perolini, S. Kohn, S. Teszner, F. Descans).

83. Люлько В.А., Мамонова О.М. Измерения коммутационных перенапряжений в электрических машинах. – В книге: Сборник завода “Электросила”. Л., 1965, № 24, с. 55–61.

84. *Королев В.Н.* Условия работы изоляции обмоток серийных электрических машин и предъявляемые к ней требования. М.: Информэлектро, 1972, 61 с.

85. *Вольнов К.Д., Лифанов В.Н., Халилов Ф.Х., Шилина Н.А.* Исследование внутренних перенапряжений в сетях собственных нужд электростанций. – Электрические станции, 1976, № 8, с. 60–64.

86. *Будкин Л.Г., Вольнов К.Д., Халилов Ф.Х.* Исследование внутренних перенапряжений на вводах крупных генераторов. – Электрические станции, 1977, № 5, с. 59–61.

87. *Anderson E.I.* Etude des surtension internes dans le rйxeaux M.T. – Bull. Dir. йtud. et rech., 1983, B, № 1–2, p. 61–80.

88. Impulse testing of rotating a.-с. machines. – AIEE, 1960, vol. PAS-48, p. 182–188.

89. Защита сетей 6-35 кВ от перенапряжений. Под редакцией Халилова Ф.Х., Евдокунина Г.А., Таджикибаева А.И. Изд. Петербургского энергетического института повышения квалификации Минтопэнерго РФ, 1997.

90. Three-phase simultaneous interrupting inductive current using vacuums witches. M. Murano, T. Fulsi, H. Hishikawa and S. Nishiwaki. – IEEE Trans on Power Appar. and systems, 1974, vol. PAS-93, № 1.

91. Odskoko stykov taczikow prozucerych ich wptyw no wartosci przepice i pretezen w obwuch pojemnoseiowych. Markiewicz Hanryk, wrolewski Zbighich. Wiad elektrotechn., 1984, R-52, № 7–8.

92. *Улисова И.Н.* Вакуумные коммутационные аппараты за рубежом. Обзорная информация. М.: Информэнерго, 1982.

93. *Tadjibaev A.I., Tsyarkin M.P.* Elecrtical Motors Condition Monitoring. Proceedings of the 22-nd Annual Meeting of the Vibration Institute. Dearborn, Michigan, 1998.

94. *Г.И. Иманов, А.А. Пухальский, Ф.Х. Халилов и др.* Защита электрических сетей предприятий нефти и газа от перенапряжений. СПб: Петербургский энергетический институт повышения квалификации Минтопэнерго России, 1999, 312 с.

# Содержание

ВВЕДЕНИЕ .....	3
ГЛАВА 1. Общие характеристики высоковольтных электродвигателей и воздействий на них. Постановка задачи исследований .....	7
1.1. Область применения электродвигателей высокого напряжения .....	7
1.2. Аварийность электродвигателей .....	8
1.3. Ущерб при повреждении изоляции электродвигателей .....	17
1.4. Изоляция электродвигателей высокого напряжения .....	20
1.5. Электрические воздействия на изоляцию электродвигателей ..	23
1.6. Задачи обеспечения надежности эксплуатации электродвигателей .....	25
ГЛАВА 2. Методика исследования перенапряжений на изоляции электродвигателей .....	26
2.1. Модель обмотки при расчете импульсных перенапряжений ....	26
2.2. Методика измерения частотных характеристик входных проводимостей обмоток .....	29
2.3. Программа расчета перенапряжений на изоляции электродвигателей .....	39
2.4. Методика исследования внутренних перенапряжений на изоляции электродвигателей .....	43
ГЛАВА 3. Импульсные перенапряжения на изоляции электродвигателей высокого напряжения .....	53
3.1. Предварительная обработка экспериментальных данных .....	53
3.2. Результаты расчета распределения напряжений по обмоткам электродвигателей .....	57
3.3. Координация межвитковых перенапряжений с уровнем испытательных напряжений .....	65
3.4. Координация межвитковых перенапряжений с нормами МЭК на выдерживаемые импульсные уровни .....	68



ГЛАВА 4. Дуговые перенапряжения на изоляции электродвигателей высокого напряжения .....	70
4.1. Современное состояние исследования дуговых перенапряжений в сетях 6 и 10 кВ с электродвигателями .....	70
4.2. Характеристики дуговых перенапряжений .....	74
4.3. Рекомендации по защите изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ от дуговых перенапряжений .....	81
ГЛАВА 5. Коммутационные перенапряжения на изоляции электродвигателей .....	85
5.1. Вкратце о физической картине явлений при коммутациях высоковольтных электродвигателей .....	85
5.2. Современное состояние исследования коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ .....	89
5.3. Характеристики коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей .....	100
5.4. Меры принудительного ограничения коммутационных перенапряжений на изоляции электродвигателей 6 и 10 кВ ...	106
ГЛАВА 6. Выбор оптимального варианта защиты электродвигателей 6 и 10 кВ от перенапряжений .....	108
6.1. Анализ характеристик вентильных разрядников .....	108
6.2. Схемные мероприятия .....	112
6.3. Релейная защита и системная автоматика .....	113
6.4. Нелинейные ограничители перенапряжений .....	118
6.5. Выбор оптимального средства защиты электродвигателей 6 и 10 кВ от перенапряжений .....	127
ГЛАВА 7. Привентивное выявление дефектов в конструктивных узлах электродвигателей .....	129
7.1. Вибрационный анализ электрических машин .....	129
7.2. Контроль состояния витковой изоляции электродвигателей ...	138
7.3. Одночастотное автоматизированное устройство контроля изоляции электрических машин .....	145
7.4. Двухчастотное автоматизированное устройство контроля состояния электродвигателя .....	149
ЛИТЕРАТУРА .....	153

**ДЛЯ ЗАМЕТОК**

**ДЛЯ ЗАМЕТОК**

А.Б. ДОБРЫНИН

С.П. ПЕТРОВ

Ф.Х. ХАЛИЛОВ

А.И. ТАДЖИБАЕВ

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ БЕЗАВАРИЙНОЙ РАБОТЫ  
ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ РЕЖИМНЫХ  
ВОЗМУЩЕНИЯХ ПИТАЮЩЕЙ СЕТИ**

Редактор Полуновская Е.С.

Редактор издания Корепанов А.А.

Корректор Линкова Н.В.

Ризограф объем п.л. 10,25; тираж 500 экз.

Заказ № 150 Цена договорная

ПЭИПК, 196135, Санкт-Петербург, ул. Авиационная, 23