

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

2

1993

Энергоатомиздат

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

ГЛАВНЫЙ РЕДАКТОР КОЧЕТКОВ В. Д.

АЛЕКСАНДРОВ Г. Н., БУЛАТОВ О. Г., ИЛЬИНСКИЙ Н. Ф., КОВАЛЕВ Ф. И., КОЗЛОВ В. Б., КОПЫЛОВ И. П., КОРОТКОВ Г. С., КУБАРЕВ Л. П., ЛУРЬЕ А. И., ОБОЛЕНСКИЙ Н. А., ОРЛОВ Е. Г., ПЕШКОВ И. Б., ПОДАРУЕВ А. И., ПОЗДЕЕВ А. Д., ПОПОВ А. Н., ПОПОВ В. В., ПРЕСНОВ Ю. Л., РУСАКОВ В. Г. (зам. главного редактора), СУВОРОВ Н. И., ТРУБАЧЕВ С. Г., ЮНЬКОВ М. Г.

Редактор отдела Кунашина О. В.

**Адрес редакции: 123242, Москва, Д-242, Зоологическая ул., 11, комн. 212
Телефон 254-11-52**



ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ДЕПАРТАМЕНТА ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ
ПРОМЫШЛЕННОСТИ МИНИСТЕРСТВА
ПРОМЫШЛЕННОСТИ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1930 ГОДА

№ 2 ФЕВРАЛЬ 1993

СОДЕРЖАНИЕ

Уважаемые деловые люди! Дорогие читатели!	2
Ассоциация инженеров силовой электроники	2
Межрегиональная Ассоциация "Автоматизированный электропривод"	4

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

Александров Г. Н., Каплан Г. С., Тонконогов Е. Н. Коммутационно-измерительный комплекс для подключения управляемых шунтирующих реакторов	4
Гурин В. В. Исследование разброса потерь короткого замыкания силовых трансформаторов	12
Аракелян В. Г. Газохроматографическое определение фурурола в трансформаторном масле для диагностики трансформаторов	17
Афанасьев А. И. К выбору размеров подножника опорных изоляционных конструкций	19
Фоминых Ю. А., Клепалов Ю. А., Доброворский Е. М. Механические напряжения в контактах высоковольтных выключателей при включении	28
Горбунов П. В. Исследование разрядных напряжений тательчатого изолятора	32
Быковец Ю. Я., Казаков В. И. Фактор автогенерации в дугогасительных устройствах с магнитным вращением дуги	35

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Копылов И. П., Новиков Ю. Д., Мякшина И. Г. Об учете насыщения стали при расчете индуктивных сопротивлений дифференциального и пазового рассеяния в асинхронных двигателях	38
Артемьян Г. Л. Исследование влияния эксплуатационных факторов на виброактивность двигателей малой мощности	42
Гринбаум И. Н., Леонов В. И. Магнитное поле ротора криотурбогенератора мощностью 300 МВт	44

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Малафеев С. И., Мамай В. С. Широтно-импульсный преобразователь интегрирующего типа	48
Асина С. С., Сурма А. М., Гончаренко В. П., Иванов А. А. Локальное электронное облучение как метод оптимизации импульсных характеристик мощных тиристоров	51

ЭЛЕКТРОПРИВОД

Балковой А. П., Мухаметгалеев Т. Х., Рыжов С. Н. Уточненная модель шагового электропривода	54
--	----

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Фишлер Я. Л.	58
Реклама	60
Рефераты публикуемых статей	70

УВАЖАЕМЫЕ ДЕЛОВЫЕ ЛЮДИ! ДОРОГИЕ ЧИТАТЕЛИ!

Научно-технический журнал "Электротехника" — специализированное электротехническое издание — выходит в свет с января 1930 г. Более 60 лет ведет работу по оказанию практической помощи в развитии электротехнической промышленности, освещении достижений электротехнической науки.

Электротехника — крупнейшая отрасль машиностроения. Ее место в системе народного хозяйства определяется значительным количеством научных и инженерных направлений, которые обеспечивают современное развитие электроэнергетики, других отраслей машиностроения, а также облегчают труд человека и создают комфорт в быту.

Публикуя теоретические и практические статьи, освещающие существующие проблемы и результаты исследований и разработок новых типов электротехнического оборудования, журнал оказывает большую помощь специалистам, занятым созданием низковольтной аппаратуры, силовых полупроводниковых приборов и преобразовательных устройств на их основе, генераторов, трансформаторов, двигателей и другого электротехнического оборудования.

В условиях становления в стране рыночных отношений, повышения самостоятельности предприятий и организаций все большую роль и значение приобретает журнал в сохранении научно-технических связей в области электротехники и информации, возможности широкого обмена достижениями и оповещении о производителях и их продукции. Предполагается участие в работе журнала зарубежных специалистов, в последующем — совместное издание журнала с зарубежными фирмами. Журнал "Электротехника" переводится на английский язык и издается в США.

Наряду с научно-техническими публикациями журнал значительно расширил раздел по пропаганде освоенных в производстве изделий, их высоких потребительских качеств — надежного гаранта реализации продукции на внутреннем и внешнем рынках.

Помещаемая в журнале реклама продукции, информация об условиях и сроках ее поставки поможет Вам найти надежного заказчика как у нас в стране, так и за рубежом. Тысячи читателей журнала узнают о Ваших возможностях.

Призываем Вас к активному сотрудничеству с журналом. Будем рады видеть Вас среди подписчиков нашего журнала

Главный редактор **В. Д. Кочетков**

АССОЦИАЦИЯ ИНЖЕНЕРОВ СИЛОВОЙ ЭЛЕКТРОНИКИ

Силовая электроника как научно-техническое направление охватывает методы и средства, обеспечивающие преобразование параметров электрической энергии с помощью электронных приборов (вентилей). Таким образом, силовая электроника представляет собой раздел электротехники, имеющий дело с теорией и практикой электрических цепей, и опирается на тот раздел физики твердого тела, который связан с процессами протекания

электрического тока в полупроводниках. Следствием является то, что инженеры, работающие в области силовой электроники, изначально разделены как по дисциплинам, составляющим основу их профессиональных знаний, так и по объектам, с которыми им приходится иметь дело в практической деятельности. К этому надо добавить, что исторически силовая (сильноточная) и информационная (слаботочная) электроника развивались

как бы параллельно и в некоторой степени независимо.

Цель и назначение слаботочной электроники — переработка информации. И с этой точки зрения, чем больше элементарных биполярных или МОП-ячеек можно разместить на кристалле, тем лучше, так как для реализации конкретной вычислительной функции потребуется меньшая площадь. При этом ток и напряжение элементарной ячейки не задаются потребителем, а выбираются разработчиком, исходя из типологии полупроводниковой структуры и технологических возможностей. В силовом вентильном приборе, используемом для преобразования мощностей, определяющими являются требования, предъявляемые разработчиком электрической схемы преобразователя к элементу, обеспечивающему переключение электрической цепи.

Хотя в этих обеих областях электроники, полупроводниковая структура работает в ключевом режиме и здесь мы сталкиваемся с профессиональным размежеванием специалистов, которое в нашей стране усугублялось тем, что силовые полупроводниковые приборы изготавливались в основном на предприятиях электротехнической промышленности, а интегральные схемы — в рамках электронной промышленности. Это сказывалось на способах обмена информацией, тематике и составе научных семинаров и конференций, затруднило ознакомление с публикуемыми материалами, да и просто организацию деловых и человеческих контактов специалистов, разделенных профессиональными и ведомственными барьерами.

Силовая электроника, долгое время находившаяся в положении "Золушка" по отношению к информационной электронике, страдала от этой разобщенности значительно больше. В настоящее время целый ряд объективных и субъективных факторов коренным образом изменили это положение.

В результате выдающихся успехов в технологии интегральных схем (ИС) стало возможным создание силовых полупроводниковых приборов (СПП), являющихся по сути интегральными схемами, состоящими из элементарных ячеек. Такие приборы, обладая свойствами почти идеальных ключей, столь сильно влияют на схемотехнику преобразовательных устройств, что позволяет оценивать ситуацию в силовой электронике как революционную. И хотя для создания СПП имеется ряд специальных методов обработки и сборки, наблюдается значительное сближение технологий производства СПП и ИС. В результате заводы электронной промышленности стали уделять значительное внимание изготовлению СПП, постоянно наращивая объемы их производства, а на электротехниче-

ских предприятиях началось внедрение МОП-технологий.

С поворотом в сторону либеральной экономики значительно ослабли ведомственные барьеры между электротехнической и электронной промышленностью. В то же время возникновение на территории бывших республик СССР независимых государств резко ослабило производственные и научные связи коллективов и специалистов. В этих условиях создание структуры, которая позволила бы не только предотвратить распад, но и расширить профессиональные связи специалистов в области силовой электроники, стало объективной необходимостью.

В марте 1992 г. по инициативе ряда специалистов электротехнической и электронной промышленности была учреждена Ассоциация инженеров силовой электроники — самоуправляемое общественное объединение на добровольной основе инженеров, творческие интересы которых лежат в области силовой электроники и смежных с ней областях.

Целью Ассоциации является создание благоприятных условий для профессиональной деятельности членов Ассоциации и на этой основе повышение их вклада в развитие силовой электроники.

Деятельность Ассоциации охватывает:

- организацию информационной помощи членам Ассоциации, а также предприятиям и предпринимателям;
- проведение научных конференций, семинаров, выставок и т. д.;
- проведение научно-технической экспертизы по заявкам фирм, корпораций, предпринимателей; разработку различного рода рекомендаций, проектов, программ и т. п.;
- оказание помощи в подготовке кадров и повышении квалификации специалистов;
- установление научных связей членов Ассоциации с зарубежными фирмами и специалистами.

Ассоциация уделяет особое внимание сохранению и развитию связей между специалистами бывших республик СССР. В настоящее время среди членов Ассоциации граждане Украины, Молдовы, Латвии, Эстонии, России.

Ассоциация не ставит задачу привлечения в свои ряды максимально возможного количества инженеров, в то же время она не будет являться клубом для избранных специалистов. Высокий профессиональный уровень, забота о развитии силовой электроники и желание общаться с коллегами — достаточные условия для вступления в члены Ассоциации инженеров силовой электроники.

Контактный телефон Исполнительного директора к. т. н. Клейменова Вячеслава Алексеевича — 963-18-15.

МЕЖРЕГИОНАЛЬНАЯ АССОЦИАЦИЯ "АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД"

В соответствии с решением XI Всесоюзной конференции по автоматизированному электроприводу (Суздаль, 1991 г.) создана и зарегистрирована Министерством юстиции Российской Федерации межрегиональная Ассоциация "Автоматизированный электропривод" (удостоверение № 1116, выданное 24 июля 1992 г.).

Основными задачами Ассоциации являются обеспечение ее членов оперативной разносторонней отечественной и зарубежной информацией в области электропривода, содействие в установлении контактов и связей между разработчиками, производителями и потребителями средств систем электропривода, оценка технического уровня и др.

Для решения этих задач Ассоциация планирует издание информационных листков и тематических обзоров, создание информационного банка данных учреждений, предприятий различных организационно-правовых форм, временных кол-

лективов, инновационных фондов для решения конкретных задач в области автоматизированного электропривода, проведение конференций, семинаров, выставок, участие в выработке концепций учебных планов и программ по подготовке и переподготовке специалистов, установление контактов с аналогичными зарубежными организациями и фирмами, осуществление рекламной деятельности.

Совет Ассоциации приглашает специалистов по электроприводу принять участие в ее работе и стать ее членами.

Контактные телефоны:

в Москве:

208-29-02 — Юньков М. Г. — НИИЭП

362-75-41 — Шинянский А. В. — МЭИ,

Москаленко В. В. — МЭИ

276-97-07 — Богачев Ю. П. — МЗСПЭ

в Санкт-Петербурге:

234-89-64 — Рассудов Л. Н. — СПЭУ

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

УДК 621.314.1::621.382

КОММУТАЦИОННО- ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ПОДКЛЮЧЕНИЯ УПРАВЛЯЕМЫХ ШУНТИРУЮЩИХ РЕАКТОРОВ

Г. Н. АЛЕКСАНДРОВ, чл.-корр. РАН, Г. С. КАПЛАН,

Е. Н. ТОНКОНОВ, кандидаты техн. наук

Санкт-Петербургский государственный технический университет

Для обеспечения нормальных и аварийных режимов работы длинных линий электропередач сверх- и ультравысокого напряжения необходимы регулируемые потребители избыточной реактивной мощности, в качестве которых целесообразно использовать управляемые шунтирующие реакторы (УШР) [1, 2].

Для отключения и подключения УШР к линии электропередачи, для управления УШР и ограничения перенапряжений необходим коммутационно-измерительный комплекс. Разработка таких комплексов позволит значительно облегчить проблему присоединения УШР к линиям электропередач.

унифицировать технические решения по оперативному управлению УШР, снизить стоимость присоединения.

Управляемые шунтируемые реакторы размещаются вдоль линии на расстоянии не более 600 км один от другого при промышленной частоте $f = 50$ Гц. При $f = 60$ Гц предельное расстояние между реакторами сокращается до 500 км. Номинальная мощность УШР определяется соотношением

$$Q_p = P_n \lambda,$$

где P_n — натуральная мощность линии; $\lambda = \frac{\omega l}{v_b}$ —

волновая длина компенсируемого участка линии; l — длина линии; v_b — скорость распространения электромагнитной волны.

При наличии отборов мощности в пункте присоединения реакторов необходима установка двух УШР по обе стороны от канала отбора, поскольку в этом случае избыточная реактивная мощность на примыкающих участках линии может быть различна

$$Q_{изб} = P_n \left[1 - \left(\frac{P}{P_n} \right)^2 \right] \lambda \approx P_n \left[1 - \left(\frac{I}{I_n} \right)^2 \right] \lambda, \quad (2)$$

где P — передаваемая по линии мощность; I — ток в линии; I_n — натуральный ток линии.

Для управления УШР в соответствии с формулой (2) должны быть использованы измеряемый ток линии и соответственно активная мощность или непосредственно измеряемая реактивная мощность в точке присоединения УШР. В случае наличия избыточной реактивной мощности система управления УШР должна вырабатывать сигнал на увеличение мощности УШР. Напротив, при недостатке реактивной мощности в узле присоединения система управления должна вырабатывать сигнал на уменьшение мощности УШР.

По заключению специалистов в области реакторостроения при наличии короткого замыкания (КЗ) в обмотке реактора ток через реактор не должен превышать номинального, поскольку номинальный ток достигается при максимальном подмагничивании сердечника, а при КЗ в реакторе система управления обесточивается. Поэтому отключение поврежденного УШР так же, как и его отключение для профилактики, могут быть произведены выключателем нагрузки.

Значительные токи КЗ возникают при замыканиях на присоединениях к реактору, на его вводах и вблизи начала обмотки. Повреждения, вызываемые такими авариями, следует рассматривать как повреждение изоляции линии. В этом случае реактор вместе с линией отключается линейным выключателем с возможным АПВ линии с паузой, в течение которой выключателем реактора отключается реактор. Следует заметить, что конструктивно-компоновочным исполнением УШР и схемы его присоединения возможно свести вероятность указанных аварий до весьма малых значений, что практически не снизит надежности работы линейной изоляции.

Технические требования к коммутационно-измерительному комплексу. В соответствии с назначением комплекс (рис. 1) должен включать в себя:

выключатель нагрузки — разъединитель B для обеспечения профилактических и ремонтных работ на УШР;

заземлитель $З$ (со стороны УШР) для обеспечения безопасности профилактических и ремонтных работ на УШР;

линейный трансформатор тока $ТТ1$ для измерения тока в линии;

трансформатор тока $ТТ2$ для измерения тока УШР;

трансформатор напряжения $ТН$ для измерения напряжения на линии;

нелинейные ограничители перенапряжений $ОПН1$ и $ОПН2$ для защиты комплекса и УШР от грозовых и коммутационных перенапряжений.

Комплекс, схема которого представлена на рис. 1, предназначен для установки в реакторном пункте без промежуточного присоединения к энергосистеме. В связи с этим следует включить в комплекс $ОПН1$ для ограничения перенапряжений

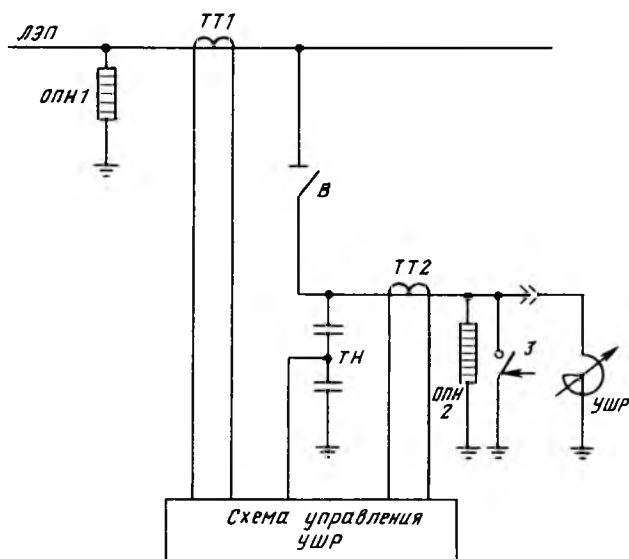


Рис. 1. Схема коммутационно-измерительного комплекса

на комплексе, трансформатор напряжения $ТН$ и трансформатор тока $ТТ1$.

При установке УШР с коммутационно-измерительным комплексом на подстанции нет необходимости встраивать в комплекс $ОПН1$, $ТН$ и $ТТ1$, так как они должны быть установлены на подстанции. В этом случае схема комплекса (рис. 2) существенно упрощается. Очевидно, что в условиях нашей страны упрощенный вариант коммутационно-измерительного комплекса будет преобладающим.

Входящие в комплекс аппараты могут быть выполнены как в виде отдельно стоящих, так и в виде герметизированных блоков с элегазовой изоляцией. Возможен также вариант исполнения комплекса с комбинированной изоляцией, когда

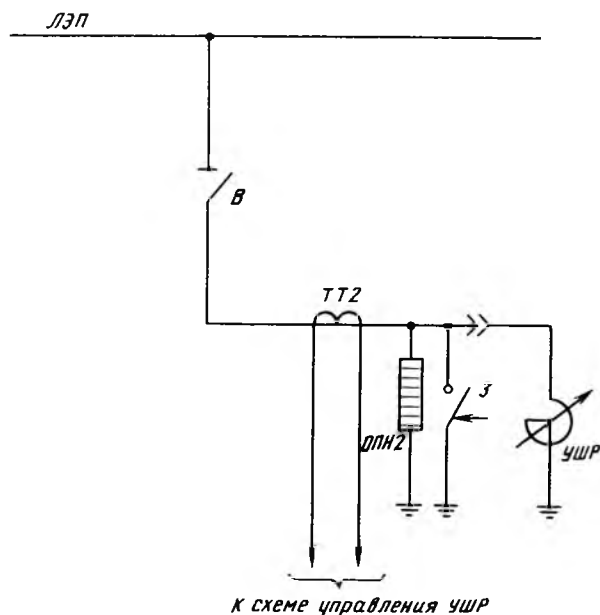


Рис. 2. Упрощенный вариант схемы коммутационно-измерительного комплекса

некоторые аппараты имеют элегазовую изоляцию, а другие — воздушную.

С учетом опыта разработки и производства комплектных герметизированных распределительных устройств с элегазовой изоляцией, а также экологических соображений коммутационно-измерительный комплекс целесообразно разместить в заземленной оболочке, примыкающей к корпусу УШР, в элегазовой среде. При этом узел примыкания комплекса к реактору должен быть разъемным с тем, чтобы обеспечить возможность отделения УШР для ремонта или замены.

Выключатель коммутационно-измерительного комплекса. Как показано ранее, для отключения УШР может быть использован выключатель нагрузки, ток отключения которого совпадает с током длительной нагрузки. В настоящее время выключатели нагрузки на напряжения 500 и 1150 кВ отечественной промышленностью не выпускаются. Использование в качестве выключателя комплекса силового выключателя с током отключения 40–50 кА привело бы к необоснованному повышению стоимости всего комплекса. Проведенные расчеты показали, что ток отключения выключателя комплекса не превышает 1000 А (табл. 2). В этом случае появляется возможность создания выключателей нагрузки на напряжения 500 и 1150 кВ с меньшим (по сравнению с силовыми выключателями) числом дугогасительных разрывов.

Перенапряжения при отключении шунтирующего реактора. При выборе типа выключателя следует учитывать перенапряжения, возникающие при отключении малых индуктивных токов, характерных для ненагруженных или слабонагруженных УШР. Эти перенапряжения могут быть двух видов:

перенапряжения из-за среза тока, когда ток в выключателе обрывается ранее момента естественного перехода через нуль;

перенапряжения при повторных зажиганиях дуги в выключателе.

На рис. 3 приведена схема замещения, соответствующая режиму коммутации шунтирующего реактора. В этой схеме $L_{\text{и}}$, $C_{\text{и}}$ — индуктивность и емкость со стороны источника питания; $L_{\text{р.с}}$, $C_{\text{р}}$ —

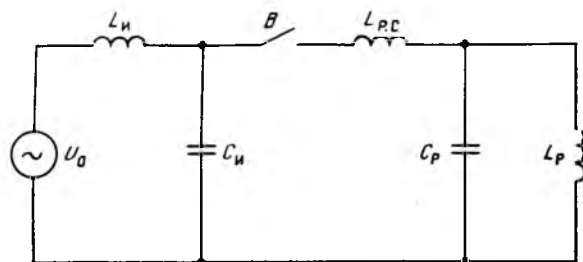


Рис. 3. Схема замещения при отключении шунтирующего реактора

параметры схемы замещения реактора; $L_{\text{р.с}}$ — индуктивность соединительных шин.

Перенапряжения из-за среза тока. Ток среза обусловлен нестабильностью дуги в результате наложения высокочастотных колебаний тока на ток нагрузки. Согласно экспериментальным данным [3] ток среза $i_{\text{ср}}$ зависит не только от типа выключателя, но и от емкости, шунтирующей выключатель $C_{\text{в}} = C_{\text{р}} C_{\text{и}} / (C_{\text{р}} + C_{\text{и}})$, а также от числа дугогасительных разрывов N выключателя:

$$i_{\text{ср}} = \lambda \sqrt{NC_{\text{в}}}, \quad (3)$$

где λ — фактор среза, зависящий от типа выключателя (табл. 1).

Т а б л и ц а 1

Тип выключателя	Фактор среза, λ
Воздушный	$(15 \div 25) \cdot 10^4$
Элегазовый	$(4 \div 17) \cdot 10^4$

Фактор среза λ является статистической величиной, которая характеризуется функцией распределения токов среза. Для современных элегазовых и воздушных выключателей будем исходить из распределения токов среза по нормальному закону [4, 5]. Тогда, например, 2 %-е значение фактора среза может быть выражено следующим образом

$$\lambda_{2\%} = \bar{\lambda} + 2\sigma,$$

где $\bar{\lambda}$ — среднее значение фактора среза; σ — среднеквадратичное отклонение фактора среза от среднего значения.

Результаты проведенных измерений токов среза позволяют рекомендовать следующие 2 %-е значения фактора среза: 10×10^4 для элегазовых и 20×10^4 воздушных выключателей.

Ниже определены токи среза при отключении УШР, номинальные характеристики которых приведены в табл. 2.

При расчете токов среза учитывалось, что емкость со стороны источника питания $C_{\text{и}}$ значительно превосходит емкость со стороны нагрузки $C_{\text{р}}$, по крайней мере $C_{\text{и}} \geq 10C_{\text{р}}$. Зависимости токов среза от числа разрывов воздушного и элегазового выключателей представлены на рис. 4. Видно, что токи среза возрастают как с повышением класса напряжения (увеличивается число дугогасительных разрывов выключателя), так и с увеличением мощности УШР (возрастает емкость, шунтирующая выключатель). Кроме того, важно отметить, что токи среза в элегазовых выключателях значи-

Т а б л и ц а 2

Номинальное напряжение $U_{\text{ном}}$, кВ	Мощность $Q_{\text{р.ном}}$, мвар	Номиналь- ный ток $I_{\text{р.ном}}$, А	Индук- тивность $L_{\text{р.ном}}$, Гн	Емкость $C_{\text{р}}$, нФ	Собствен- ная частота $f_{\text{р}}$, кГц
500	200	230	4,0	1,7	1,9
500	500	580	1,6	2,3	2,6
1150	1000	500	4,2	2,6	1,5
1150	2000	1000	2,1	3,3	1,9

тельно меньше по сравнению с воздушными выключателями.

После среза тока в выключателе возникает колебательный процесс в контуре $L_{\text{р}} - C_{\text{р}}$ (рис. 3), обусловленный запасенной (в основном) в магнитной цепи реактора энергией $W_L = \frac{L i_{\text{ср}}^2}{2}$. В коле-

бательном процессе обмена эта энергия оказывается запасенной в электростатическом поле емкости $C_{\text{р}}$, что может привести к существенному повышению напряжения на реакторе. Отметим, что частота колебаний в контуре $L_{\text{р}} - C_{\text{р}}$ не превосходит нескольких сотен герц и определяется в основном индуктивностью ненагруженного или слабо нагруженного реактора. Максимальное (ожидаемое) напряжение U_{max} на отключаемом реакторе может быть определено из выражения для энергетического баланса

$$\frac{L i_{\text{ср}}^2}{2} + \frac{C U_0^2}{2} = \frac{C U_{\text{max}}^2}{2}, \quad (4)$$

где $i_{\text{ср}} = i_{\text{р}} \sin \alpha$; $i_{\text{р}}$ — ток в реакторе перед срезом тока; α — угол, при котором произошел срез тока; $U_0 = U_{\text{ф.н.р.т}} \cos \alpha$ — напряжение на емкости $C_{\text{р}}$ в момент среза тока; $U_{\text{ф.н.р.т}}$ — амплитуда наибольшего рабочего фазового напряжения.

Из выражения (4) следует

$$U_{\text{max}} = \sqrt{\frac{L}{C} i_{\text{р}}^2 \sin^2 \alpha + U_{\text{ф.н.р.т}}^2 \cos^2 \alpha}. \quad (5)$$

Ниже определены кратности перенапряжений из-за среза тока $K_{\text{ср}} = U_{\text{max}} / U_{\text{ф.н.р.т}}$ при отключении УШР, параметры которых приведены в табл. 2.

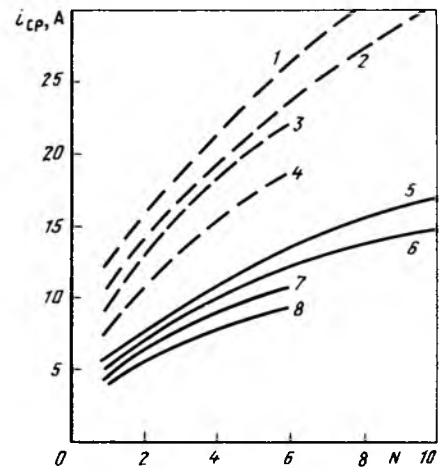


Рис. 4. Токи среза при отключении УШР на $U_{\text{ном}} = 500$ кВ (кривые 4, 8 — $Q_{\text{р.ном}} = 200$ Мвар; 3, 7 — $Q_{\text{р.ном}} = 500$ Мвар) и $U_{\text{ном}} = 1150$ кВ (кривые 2, 6 — $Q_{\text{р.ном}} = 1000$ Мвар; 1, 5 — $Q_{\text{р.ном}} = 2000$ Мвар) элегазовыми (сплошные линии) и воздушными (штриховые линии) выключателями

Зависимости кратности перенапряжений $K_{\text{ср}}$ от тока реактора $I_{\text{р}}$ при использовании элегазового и воздушного выключателей представлены на рис. 5. При построении этих зависимостей предполагалось, что выключатель может срезать наибольший ток $i_{\text{ср}}$ (рис. 4). Тогда при действующем значении

тока реактора меньше $i_{\text{ср}} / \sqrt{2}$ ток среза будет равен амплитуде отключаемого тока. Наибольшая кратность перенапряжений будет при действующем значении отключаемого тока $i_{\text{ср}} / \sqrt{2}$.

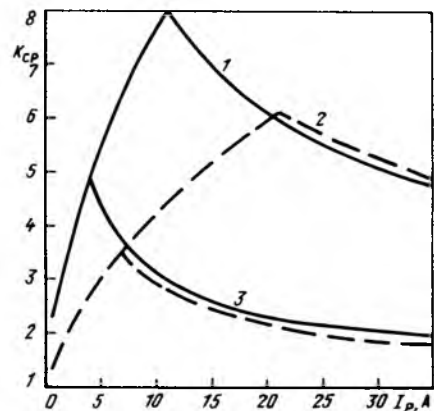


Рис. 5. Кратности перенапряжений из-за среза тока при отключении УШР на $U_{\text{ном}} = 500$ кВ, $Q_{\text{р.ном}} = 200$ Мвар (сплошные линии) и $U_{\text{ном}} = 1150$ кВ, $Q_{\text{р.ном}} = 1000$ Мвар (штриховые линии) элегазовыми (кривая 3 — $N = 2$; 4 — $N = 4$) и воздушными (кривая 1 — $N = 4$; 2 — $N = 10$) выключателями

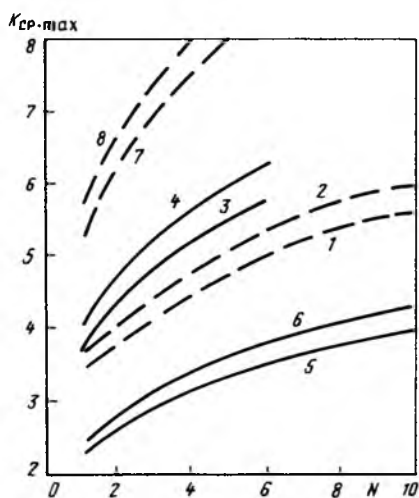


Рис. 6. Максимальные кратности перенапряжений из-за среза тока при отключении УШР элегазовыми и воздушными выключателями. Обозначения те же, что и на рис. 4

Зависимости наибольших кратностей перенапряжений $K_{ср\ max}$ из-за среза тока от числа разрывов элегазового и воздушного выключателей приведены на рис. 6. Видно, что для условий отключения УШР в большей степени подходят элегазовые выключатели, для которых характерны меньшие токи среза и кратности перенапряжений по сравнению с воздушными выключателями на номинальные напряжения 500—1150 кВ. Поэтому в дальнейшем рассматриваются только элегазовые выключатели.

Выбор числа дугогасительных разрывов выключателя нагрузки. При выборе числа дугогасительных разрывов выключателя нагрузки следует учитывать специфические особенности процесса отключения УШР, индуктивность которого меняется от максимальной $L_{p\ max}$ при передаче по линии натуральной мощности P_n до минимальной $L_{p\ min} = L_{p\ ном}$ при работе линии в режиме холостого хода.

При отключении индуктивной нагрузки — реактора происходит двухчастотное восстановление напряжения на контактах выключателя, причем частота составляющей напряжения со стороны УШР весьма высока, что утяжеляет условия отключения. В процессе отключения напряжение промышленной частоты на выключателе со стороны линии остается неизменным и равным наибольшему рабочему фазовому напряжению $U_{ф.н.р\ m}$. В момент перехода тока через нуль напряжение на выключателе со стороны реактора составит

$$U_p = \sqrt{\frac{L_{p\ ном}}{C_p} i_{ср}^2 + U_{ф.н.р\ m}^2} = K_{ср} U_{ф.н.р\ m} \quad (6)$$

Тогда максимальное значение восстанавливающегося напряжения на выключателе

$$U_{в\ max} = U_p + U_{ф.н.р\ m} = (1 + K_{ср}) U_{ф.н.р\ m} \quad (7)$$

Частота f_p собственных колебаний составляющей напряжения со стороны реактора

$$f_p = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{p\ ном} C_p}} \quad (8)$$

Как следует из выражения (8), максимальная частота, а также наибольшая скорость восстановления напряжения на контактах выключателя соответствуют минимальной индуктивности реактора $L_{p\ min}$, равной номинальной индуктивности $L_{p\ ном}$, при работе линии в режиме холостого хода. В этом случае реактор потребляет максимальную реактивную мощность, а ток реактора равен номинальному току $I_{p\ ном}$.

Частоты собственных колебаний f_p составляющей напряжения со стороны реактора и скорости восстановления напряжения dU_v/dt при отключении УШР приведены в табл. 3.

Таблица 3

$U_{ном}$, кВ	500		1150	
$Q_{p\ ном}$, Мвар	200	500	1000	2000
$i_{ср}$, А	3,9	4,6	6,8	7,7
$L_{p\ ном}$, Гн	4,0	1,6	4,2	2,1
C_p , нФ	1,7	2,3	2,6	3,3
f_p , Гц	1940	2610	1530	1920
dU_v/dt , кВ/мкс	7,0	9,1	12,2	15,2

Для приближенной оценки условий отказа выключателя вследствие возможного теплового пробоя воспользуемся зависимостью предельной скорости восстановления напряжения dU_k/dt на контактах одного разрыва элегазового выключателя от скорости подхода к нулю di/dt и давления p элегаза в дугогасительной камере [6, 7]:

$$\frac{dU_k}{dt} = 2,1 p^{1,5} \left[\frac{di}{dt} \right]^{-2} \quad (9)$$

На рис. 7 приведены зависимости $dU_{\kappa}/dt = f(di/dt)$ для трех давлений элегаза — 0,3 (кривая 1); 0,4 (2) и 0,5 МПа (3).

Току отключения выключателя, равному номинальному току реактора $I_{\text{р.ном}} = 1000 \text{ А}$ (табл. 2), соответствует скорость изменения тока в околону-

левой области $di/dt = \sqrt{2 I_{\text{р.ном}} \omega} = \sqrt{2 \cdot 1000 \times 2\pi \cdot 50} = 0,45 \text{ А/мкс}$. Как следует из рис. 7 и табл. 3, предельная допустимая скорость нарастания напряжения dU_{κ}/dt на контактах выключателя при $di/dt = 0,45 \text{ А/мкс}$ значительно превышает скорость восстановления напряжения $dU_{\text{в}}/dt$ при отключении реактора.

Таким образом, исходя из условий возможного теплового пробоя элегазовый выключатель нагрузки на номинальные напряжения 500 и 1150 кВ может иметь 1 и 1–2 дугогасительных разрыва соответственно, в то время как в силовом элегазовом выключателе — 2 и 4 разрыва. Известно, что уменьшение числа дугогасительных разрывов приводит к снижению вероятности отказа выключателя по механическим причинам. При этом повышается надежность работы как выключателя, так и комплекса в целом.

Вместе с тем при уменьшении числа дугогасительных разрывов большое значение при проектировании выключателя нагрузки приобретает оценка условий отказа выключателя вследствие электрического пробоя. При этом возникает необходимость проведения исследований, связанных с оптимизацией формы электрического поля межконтактного промежутка выключателя с повышенным напряжением, приходящимся на один дугогасительный разрыв.

Перенапряжения при повторных зажиганиях дуги. После прерывания тока на выключатель воздействует напряжение, равное разности напряжения промышленной частоты со стороны источника питания и колебательного восстанавливающегося напряжения со стороны нагрузки. Если контакты выключателя к моменту среза тока разошлись на расстояние, при котором не обеспечивается достаточная электрическая прочность межконтактного промежутка, то происходит повторное зажигание дуги. Для оценки максимальных перенапряжений при повторных зажиганиях дуги достаточно положить, что повторное зажигание происходит при максимальном значении восстанавливающегося напряжения.

При повторном зажигании дуги к выключателю подключается контур $C_{\text{и}} - L_{\text{р.с}} - C_{\text{р}}$ (рис. 3) с частотой колебаний порядка сотен килогерц. Переходный процесс обмена энергией между нагрузкой $C_{\text{р}}$ и источником питания $C_{\text{и}}$ приводит к появлению кратковременных перенапряжений на

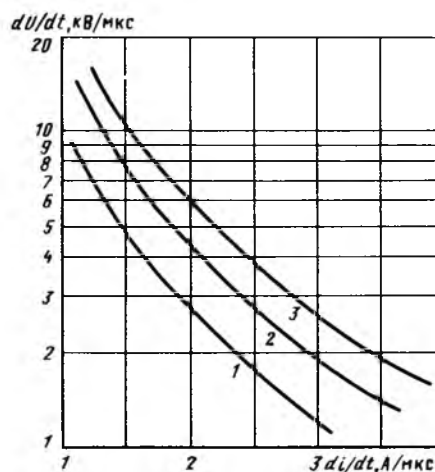


Рис. 7. Отключающая способность одного разрыва выключателя в условиях возможного теплового пробоя

реакторе. При одном из переходов высокочастотного тока через нуль ток через выключатель прекращается. Однако возможно новое повторное зажигание дуги, но при более высоком напряжении, чем в первый раз, так как за время, прошедшее между первым и вторым пробоями, расстояние между контактами увеличилось. Процесс может повториться несколько раз, давая многократные повторные зажигания с увеличивающимися значениями перенапряжений.

Отметим, что для современных элегазовых и воздушных выключателей сверхвысокого напряжения вероятность многократных повторных зажигания дуги низка. Поэтому оценку перенапряжений можно проводить для однократного повторного зажигания дуги. В этом случае кратность перенапряжений на реакторе при повторном зажигании дуги $K_{\text{п.з}}$ зависит от кратности перенапряжений из-за среза тока $K_{\text{ср}}$ и затухания в высокочастотном контуре $C_{\text{и}} - L_{\text{р.с}} - C_{\text{р}}$

$$K_{\text{п.з}} = \cos \alpha + \beta (\cos \alpha + K_{\text{ср}}), \quad (10)$$

где β — коэффициент затухания, обычно $\beta = 0,5$ [4].

Коэффициент затухания β учитывает перераспределение энергии между источником питания и нагрузкой, сопровождающееся затуханием вследствие поверхностного эффекта высокочастотных колебаний тока.

Зависимости кратности перенапряжений $K_{\text{п.з}}$ от тока реактора $I_{\text{р}}$ при отключении УШР однократным элегазовым выключателем на напряжения 500 и 1150 кВ представлены на рис. 8. Здесь также приведены кратности перенапряжений из-за среза тока $K_{\text{ср}}$. При построении зависимостей $K_{\text{п.з}} = f(I_{\text{р}})$ учитывался большой диапазон изменения тока отключения выключателя комплекса — от

тока холостого хода реактора $I_{\text{р.х.х}}$ до его номинального тока $I_{\text{р.ном}}$, причем $I_{\text{р.х.х}} < 0,01 I_{\text{р.ном}}$. Видно, что максимальные значения $K_{\text{п.з}}$ меньше $K_{\text{ср max}}$. Вместе с тем перенапряжения при повторном зажигании дуги нельзя исключить из рассмотрения, учитывая возможные значительные токи, обусловленные этими перенапряжениями. При увеличении тока реактора $K_{\text{п.з}}$ асимптотически приближается к значению $K_{\text{п.з}} = 2$.

Ток отключения выключателя реактора. При расчете тока отключения будем исходить из номинальной мощности УШР, которая определяется режимом холостого хода линии и зависит от ее натуральной мощности, волновой длины, а также от места установки УШР. Длина участка между реакторами не превышает 600 км. Мощность реактора на каждом конце участка должна компенсировать зарядную мощность половины участка. Следовательно, при отсутствии подстанции, когда нет отбора и притока мощности, в точке сопряжения двух участков мощность УШР должна быть вдвое больше и соответствовать зарядной мощности участка полной длины. При наличии подстанции с каждой ее стороны устанавливаются отдельные по-разному регулируемые реакторы.

В табл. 4 приведены номинальные токи отключения выключателя коммутационно-измерительно-го комплекса, рассчитанные по формуле

$$I_{\text{ном}} = Q_{\text{р.ном}} / (\sqrt{3} U_{\text{ном}}). \quad (11)$$

В табл. 4 приведены также другие предлагаемые технические характеристики элегазового выключателя нагрузки.

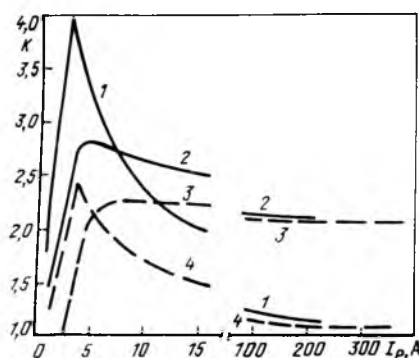


Рис. 8. Кратности перенапряжений из-за среза тока (кривые 1, 4) и повторного зажигания дуги (кривые 2, 3) при отключении УШР на $U_{\text{ном}} = 500$ кВ, $Q_{\text{р.ном}} = 200$ Мвар (сплошные линии) и $U_{\text{ном}} = 1150$ кВ, $Q_{\text{р.ном}} = 1000$ Мвар (штриховые линии)

Номинальное напряжение, кВ	500	1150
Номинальный ток, А	400; 630	630; 1000
Испытательное напряжение относительно земли при расчетной кратности коммутационных перенапряжений $2,5(1,8)[U_{\text{ном}} = 500 \text{ кВ}]$ и $1,8(1,6)U_{\text{ном}} = 1150 \text{ кВ}$:		
коммутационный импульс, кВ	1300(950)	2100(1850)
грозовой импульс, кВ	1600(1175)	2900(2600)
Полное время отключения не более, с	0,04	0,04
Время включения не более, с	0,15	0,15
Выключатель должен обеспечивать без осмотра и ремонта следующее количество операций:		
отключения	500	500
включения	500	500
Механическая износостойкость (количество операций включения-отключения)		
	5000	5000
Периодичность ремонта не менее, лет	15	15

Ограничение перенапряжений. Значительные перенапряжения, возникающие при отключении УШР из-за среза тока (рис. 6) и при повторном зажигании дуги в выключателе комплекса (рис. 8), требуют принятия мер для их ограничения.

Для ограничения коммутационных перенапряжений при отключении реакторов могут применяться шунтирующие резисторы на выключателе, а также магнитно-вентильные разрядники. Лучшие защитные характеристики имеют нелинейные ограничители перенапряжений (ОПН), применение которых будет рассмотрено ниже.

При расчете параметров ОПН следует учитывать длительность фронта импульсов перенапряжений, прикладываемых к изоляции УШР. Перенапряжения из-за среза тока имеют длительность фронта $t_{\text{ф.ср}} = 1200\text{--}1300$ мкс и $1700\text{--}2100$ мкс для номинальных напряжений 500 и 1150 кВ соответственно и относятся к коммутационным перенапряжениям.

Длительность фронта импульса перенапряжений при повторном зажигании $t_{\text{ф.п.з}}$ дуги существенно зависит от индуктивности соединительных шин $L_{\text{р.с}}$ (рис. 3), которая, в свою очередь, зависит от вида присоединения (воздушная линия, кабель,

герметизированное распределительное устройство) и его длины. При проведении коммутационных исследований на испытательных стендах частоту контура $C_{\text{и}} - L_{\text{р.с}} - C_{\text{р}}$ принимают равной 150–200 кГц [5], при этом $t_{\text{ф.п.з}}$ составляет 1,25–1,65 мкс при номинальных напряжениях 500 и 1150 кВ. Такие воздействия на изоляцию УШР сходны с грозовыми импульсами перенапряжений.

Для ограничения перенапряжений на отключаемом УШР в схеме коммутационно-измерительного комплекса предусмотрен нелинейный ограничитель перенапряжений ОПН2 (рис. 1, 2).

Энергия, поглощаемая варисторами ОПН, в рассматриваемом случае может быть определена из выражения

$$\frac{C_{\text{р}} U_{\text{max}}^2}{2} - \frac{C_{\text{р}} U_{\text{ост}}^2}{2} = U_{\text{ост}} I_{\text{ОПН.ф}}, \quad (12)$$

где $U_{\text{ост}}$ — остающееся напряжение на ОПН при максимальном токе $I_{\text{ОПН}}$ через ОПН.

Ниже приведены результаты расчета токов через ОПН (одна колонка варисторов диаметром 45 мм) при ограничении перенапряжений из-за среза тока и повторном зажигании дуги, возникающих при отключении УШР на номинальные напряжения 500 кВ (табл. 5) и 1150 кВ (табл. 6). При проведении расчета использовались вольт-амперные характеристики ОПН на номинальные напряжения 500 кВ (рис. 9) и 1150 кВ (рис. 10) в режимах ограничения коммутационных и грозовых перенапряжений. Отключение УШР производилось элегазовым выключателем с числом дугогаси-

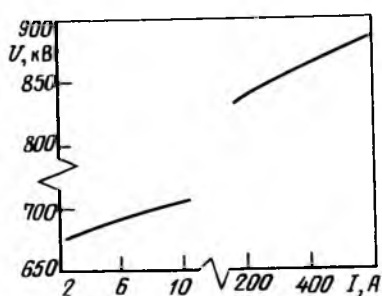


Рис. 9. Вольт-амперная характеристика ОПН – 500 кВ

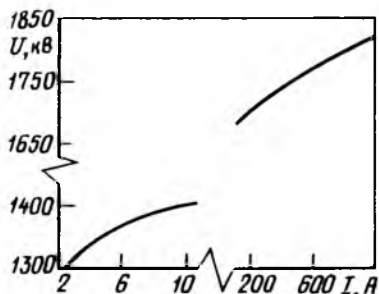


Рис. 10. Вольт-амперная характеристика ОПН – 1150 кВ

$U_{\text{ном}}$, кВ	500	500
$Q_{\text{р.ном}}$, Мвар	200	500
N	1	1
$t_{\text{ф.ср}}$, мкс	1180	1275
$K_{\text{ср max}}$	4,0	3,7
$K_{\text{огр.ср}}$	1,58	1,58
$I_{\text{ОПН.ср}}$, А	2,7	2,8
$K_{\text{п.з}}$	2,3	2,3
$t_{\text{ф.п.з}}$, мкс	1,25	1,25
$I_{\text{ОПН.п.з}}$, А	210	270
$K_{\text{огр.п.з}}$	1,96	1,98

Таблица 6

$U_{\text{ном}}$, кВ	1150	1150	1150	1150
$Q_{\text{р.ном}}$, Мвар	1000	2000	2000	2000
N	1	2	1	2
$t_{\text{ф.ср}}$, мкс	1990	1670	2110	1770
$K_{\text{ср max}}$	2,4	2,9	2,3	2,7
$I_{\text{ОПН.ср}}$, А	2,0	3,6	2,1	3,7
$K_{\text{огр.ср}}$	1,33	1,37	1,33	1,37
$K_{\text{п.з}}$	2,16	2,19	2,16	2,19
$t_{\text{ф.п.з}}$, мкс	1,25	1,25	1,25	1,25
$I_{\text{ОПН.п.з}}$, А	740	780	890	950
$K_{\text{огр.п.з}}$	1,83	1,83	1,84	1,85

тельных разрывов N , зависящим от класса напряжения УШР. При расчете кратности перенапряжений вследствие повторного зажигания дуги $K_{п.з}$ [см. выражение (10)] кратность перенапряжений из-за среза тока принималась равной уровню ограничения перенапряжений $K_{огр.ср}$ при токе $I_{ОПН.ср}$

Результаты расчетов показывают, что применение ОПН позволяет существенно снизить требования к изоляции УШР. Испытательное напряжение грозового импульса для УШР на номинальное напряжение 500 кВ удается снизить с 1550 до 950 кВ, а при номинальном напряжении 1150 кВ — с 2900 до 1950 кВ. Отметим, что в рассматриваемом случае для ограничения перенапряжений на УШР вместо стандартных ОПН, состоящих из 18 ($U_{ном} = 500$ кВ) и 30 ($U_{ном} = 1150$ кВ) параллельных колонок варисторов диаметром 28 мм, применялись облегченные ОПН с одной колонкой варисторов диаметром 45 мм.

Список литературы

1. Александров Г. Н. Передача электрической энергии переменным током. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд.-ние, 1990.
2. Новые средства передачи электроэнергии в энергосистемах / Под ред. Г. Н. Александрова. Л.: ЛГУ, 1987.
3. CIGRE WG 13.02. // Electra. 1980. N 72. P. 73–103.
4. CIGRE WG 13.02. // Electra. 1985. N 101. P. 13–39.
5. CIGRE WG 13.02. // Electra. 1987. N 113. P. 51–74.
6. Электрические аппараты высокого напряжения / Под ред. Г. Н. Александрова. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд.-ние, 1989.
7. Александров Г. Н., Каплан Г. С., Селезнев Ю. Г. Повышение отключающей способности выключателей путем снижения волнового сопротивления линии. Обзорная информация. М.: Информэнерго, 1990.

Поступила 04.08.92

УДК 621.314.222.6.001.5

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗБРОСА ПОТЕРЬ КРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

В. В. ГУРИН, канд. техн. наук

Анализ разброса потерь силовых трансформаторов представляет несомненный интерес как для установления его соответствия требованиям нормативных документов и выяснения его причин, так и в связи с поставками трансформаторов на экспорт

по спецификациям инозаказчиков или национальным стандартам других стран, в которых допуски на потери могут отличаться от внутрисоюзных норм. Например, в ГОСТ 11677-85 допуск на суммарные потери, основную долю которых в мощных трансформаторах составляют потери КЗ, равен +10 % на любой трансформатор, а в американском стандарте ANSI C57.12.00-1987 этот допуск равен +6 % для каждого трансформатора, но в среднем должен быть равен нулю для партии из двух или большего количества выпускаемых трансформаторов.

Однофазный блочный трансформатор мощностью 417 МВ·А, напряжением $\frac{787}{\sqrt{3}}/20$ кВ с

расщепленной обмоткой НН находится в производстве Запорожского трансформаторного завода более 15 лет. Для анализа были отобраны 24 таких трансформатора, изготовленных без изменения конструкции в течение 9 лет. Измерения потерь КЗ проводились по методике действовавшего в течение указанного периода времени ГОСТ 3484-77. Значение тока в опытах составляло (25,6–26,7) % номинального $I_{ном}$, равного 918 А, подводимое напряжение было равно (15,5–16,4) кВ. При измерениях применялись трансформаторы тока класса точности 0,2 с коэффициентом деления 250/5, трансформаторы напряжения класса точности 0,2 с коэффициентом деления 15 000/100, амперметры и вольтметры класса точности 0,5 и ваттметры класса точности 0,5 $\cos \varphi = 0,1$. Использовались два разных испытательных стенда (РУ-3 и РУ-4), два разных испытательных генератора 15 МВ·А, выдававшихся на любой из этих стендов, разные образцы измерительных трансформаторов и приборов с одинаковыми указанными характеристиками.

В опытах $\cos \varphi$ находился в пределах от 0,012 до 0,015, среднее значение 0,0135, коэффициент вариации 5,5 %, асимметрия $A = 0,11$, эксцесс $E = -0,10$. В качестве характеристики степени рассеяния случайных величин здесь и далее использован коэффициент вариации, являющийся относительной характеристикой в сопоставлении со средним значением и позволяющий сравнивать разбросы значений, выраженных в разных единицах измерений [1]. Гипотеза о нормальности выборки $\cos \varphi$ при проверке по критерию W не отвергалась: эмпирическое значение $W = 0,970$ больше табличного значения $W^* = 0,916$ при уровне значимости $\alpha = 0,05$ [2].

При таких малых значениях $\cos \varphi$ небольшая угловая погрешность измерительных трансформаторов вызывает большую ошибку в измеряемых потерях (например, при $\cos \varphi = 0,01$ ошибка в 1 мин вызывает погрешность 2,9 % в измеряемых потерях [3]), поэтому в измеренные значения потерь вносились поправки на угловые погрешности

измерительных трансформаторов согласно ГОСТ 3484-77. Из результатов измерений вычитались потери в закорачивающих и подводящих проводах. Полученные таким образом измеренные потери $P_{\text{и}}$ приводились к $I_{\text{ном}}$ (приведенное значение потерь обозначим P'') и к расчетной температуре обмоток 75°C по стандартной методике. При приведении потерь к расчетной температуре сумма потерь в обмотках $\Sigma P R$ умножалась на температурный коэффициент K (это произведение обозначим $P_{\text{ом}}$), а разность $(P' - \Sigma P R)$ делилась на K (частное обозначим $P_{\text{доб}}$).

Температура трансформаторов при испытаниях составляла от 19 до 54°C , значение коэффициента K колебалось от $1,07$ до $1,22$, среднее значение $1,13$, коэффициент вариации $3,4\%$. Распределение значений K имеет заметную правостороннюю асимметрию ($A = 0,77$) и более уплощенную по сравнению с нормальным распределением вершину ($E = -0,57$), проверка по критерию W не позволяет принять гипотезу о его нормальности ($W = 0,902 < W^* = 0,916$ при $\alpha = 0,05$).

Для выборок $P_{\text{ом}}$, $P_{\text{доб}}$ и суммы этих величин, представляющей собой искомые "приведенные" потери КЗ $P_{\text{КЗ}}$, были рассчитаны основные статистические характеристики и значения критерия W (табл. 1).

Оказалось, что коэффициент вариации $P_{\text{КЗ}}$ в рассматриваемой выборке трансформаторов $417 \text{ МВ} \cdot \text{А}$ 750 кВ ($K_v = 4,9\%$) значительно выше, чем в трансформаторах меньшей мощности и класса напряжения (по данным [4] в трансформаторах $6,3\text{--}167 \text{ МВ} \cdot \text{А}$ напряжением $110\text{--}500 \text{ кВ}$ $K_v = 1,7 \div 3,0\%$), хотя верхняя граница поля рассеяния, определенная по правилу "двух сигм" и равная $+9,8\%$, не превосходит нормированного ГОСТ 11677-85 допуска на потери КЗ ($+10\%$).

Основной вклад в разброс $P_{\text{КЗ}}$ вносит разброс добавочных потерь $P_{\text{доб}}$ ($K_v = 20,8\%$), который почти на порядок выше, чем разброс "омических" потерь $P_{\text{ом}}$ ($K_v = 2,2\%$). Учитывая данные [3], можно предположить, что наряду с технологическими отклонениями одной из основных причин большого разброса $P_{\text{доб}}$ может быть неточность приведения этих потерь к расчетной температуре 75°C . Как известно, добавочные потери обычно разделяют на потери в металлоконструкциях трансформатора (опорные и прессующие элементы, стенки бака) $P_{\text{м}}$ и потери в обмотках на вихревые токи $P_{\text{в}}$. По современным представлениям $P_{\text{в}}$ не уменьшаются, а увеличиваются с ростом температуры [3]. Поскольку согласно расчету потери $P_{\text{в}}$

Статистические характеристики потерь КЗ и "омических" сопротивлений обмоток, приведенных к номинальному току и температуре 75°C

Параметр	Среднее значение, кВт или Ом	Коэффициент вариации, %	Асимметрия	Экссесс	Критерий ¹ , W
Потери КЗ, $P_{\text{КЗ}}$	725	4,9	0,51	-1,08	0,921
"Омические" потери, $P_{\text{ом}}$	530	2,2	0,23	-1,15	0,950
Добавочные потери, $P_{\text{доб}}$	195	20,8	0,16	-1,50	0,915
"Омическое" сопротивление обмотки ВН, приведенное к 75°C , $R_{\text{ВН}}^{75}$	0,351	1,6	0,35	-0,22	0,968
То же обмотки НН_1 , $R_{\text{НН}_1}^{75}$	$1,079 \cdot 10^{-3}$	4,9	0,56	-1,05	0,913
То же обмотки НН_2 , $R_{\text{НН}_2}^{75}$	$1,082 \cdot 10^{-3}$	5,0	0,46	-1,16	0,917

¹ Табличное значение $W^* = 0,916$ при $\alpha = 0,05$.

составляют около $\frac{1}{3} P_{\text{доб}}$ в рассматриваемом типе трансформатора, то приведение всей суммы $(P_{\text{м}} + P_{\text{в}})$ к температуре 75°C по стандартной методике должно вносить искажения в форму распределения и вызывать увеличение разброса $P_{\text{доб}}$. Полученное относительно большое значение эксцесса выборки $P_{\text{доб}}$ ($E = -1,50$) и малое значение критерия W , не позволяющие принять гипотезу о нормальности ($W = 0,915 < W^* = 0,916$), можно считать дополнительными качественными подтверждениями указанного предположения.

Количественная оценка возможного влияния неточности приведения добавочных потерь к расчетной температуре на базе имеющихся данных затруднена как вследствие относительно небольшой доли $P_{\text{в}}$ в потерях $P_{\text{КЗ}}$ (около $1/6$), так и из-за значительного влияния погрешностей измерений на разброс $P_{\text{КЗ}}$.

С использованием методики ГОСТ 3484.1-88 и ГОСТ 3484.2-88 были рассчитаны погрешности средств измерений для условий испытаний транс-

форматоров (проведенных до разработки и внедрения этих стандартов). Оказалось, что для наихудших имевших место случаев выбора пределов измерений приборов максимальные неисключенные погрешности могли составить: при измерении тока — 0,6 %, потерь — 3,0 %, сопротивления обмотки ВН — 0,9 %, сопротивления обмоток НН — 1,2 %, температуры — 2,2 %. Расчетные доверительные границы результирующей погрешности измерения потерь равны $\pm 4,2$ %.

Необходимо отметить, что при такой оценке погрешностей считается исключенным влияние погрешностей измерительных трансформаторов (поскольку учтены их угловые погрешности), что не полностью соответствует действительности, так как эти погрешности, а также погрешности приборов в период между поверками не остаются постоянными, а вследствие "старения" возрастают по линейному, экспоненциальному или другим законам [5]. Кроме того, в расчетах не учтены температурные погрешности приборов (температура воздуха при испытаниях в местах нахождения приборов составляла от 14 до 36 °С), которые лежат в пределах $\pm 0,5$ % при изменении температуры на 10 °С [6]. Что касается посторонних электромагнитных наводок [3], то их влиянием на разброс потерь $P_{КЗ}$ можно пренебречь, поскольку приборы находились

в одних и тех же металлических пультах при испытаниях всех трансформаторов.

Учитывая, что $P_{ом}$ составляет около $\frac{3}{4}$ потерь

$P_{КЗ}$ (табл. 1), был проведен корреляционно-регрессивный анализ [7] зависимости потерь КЗ (зависимая переменная) от сопротивления обмоток постоянному току (независимые переменные). Статистические характеристики выборок сопротивлений приведены в табл. 1. Разброс значений $R_{НН}^{75}$ обеих обмоток НН более чем в три раза превышает разброс выборки $R_{ВН}^{75}$. Обе выборки сопротивлений обмотки НН хуже согласуются с нормальным распределением, чем выборка $R_{ВН}^{75}$.

Графический анализ (например, рис. 1, а) и расчеты на компьютере по программе корреляционного анализа (табл. 2) показали отсутствие статистически достоверной связи между $P_{КЗ}$ и сопротивлением обмоток. Абсолютные значения коэффициентов корреляции $P_{КЗ}$ и $R_{ВН}^{75}$, $R_{НН1}^{75}$, $R_{НН2}^{75}$ меньше табличного значения $r^* = 0,40$ при уровне значимости 0,05 [7], а отрицательные значения коэффициентов корреляции между потерями и сопротивлениями обмотки НН (−0,33 и −0,32) противоречат физической природе ожидаемой зависимости. Вместе с тем, обнаружена сильная корреляция ($r = 0,99$) между независимыми переменными $R_{НН1}^{75}$ и $R_{НН2}^{75}$ (так называемая коллинеарность [7]), которая объясняется тем обстоятельством, что 18 из 24 пар измерений обмоток НН совпадают между собой.

Таблица 2

Матрица парных коэффициентов корреляции "приведенных" потерь КЗ и сопротивлений обмоток ($n = 24$)

$P_{КЗ}$	$R_{ВН}^{75}$	$R_{НН1}^{75}$	$R_{НН2}^{75}$
1	0,15	−0,33	−0,32
	1	−0,15	−0,16
		1	0,99
			1

Примечание. Ввиду симметричности указана только верхняя половина матрицы.

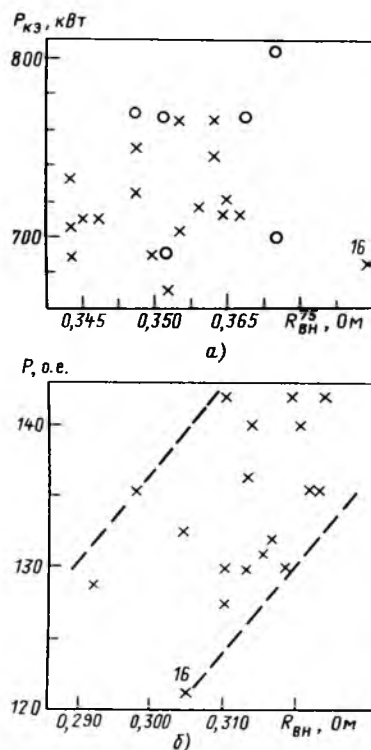


Рис. 1. Корреляционные связи между потерями КЗ и сопротивлением обмотки ВН трансформаторов. Цифрой 16 обозначена одна из "крайних" точек: а — "приведенные" потери и сопротивление ($n = 24$). Коэффициент корреляции $r = 0,15$, кружком обведены точки, относящиеся к выборке РУ-4; б — "неприведенные" потери и сопротивление (выборка РУ-3, $n = 18$, $r = 0,42$)

потерь, измеренных на стенде РУ-4 (выборка РУ-4, $n = 6$, точки этой выборки обведены на рис. 1, а кружочками). Коэффициенты вариации выборок РУ-3 и РУ-4 (соответственно равные 3,9 и 4,6 %) меньше коэффициента вариации общей выборки ($K_v = 4,9 \%$). Эти обстоятельства предопределили необходимость дальнейшего отдельного анализа выборок РУ-3 и РУ-4.

Разбиение общей выборки $P_{КЗ}$ на две выборки в зависимости от использовавшегося испытательного генератора не дало оснований для сомнения в различии их статистических характеристик.

На следующем этапе исследований были детально проанализированы первичные (исходные) данные — показания приборов в опытах КЗ. Для сравнения показания ваттметров, полученные на различных пределах измерений и при относительно небольших отклонениях подводимого тока (от 0,256 до $0,267 I_{ном}$), были пересчитаны к одному пределу измерений и к току $0,261 I_{ном}$ (назовем

эти скорректированные показания ваттметров "неприведенными" потерями P). Выборки "неприведенных" потерь "свободны" от погрешностей измерений, вызванных отличием испытательных стендов, от неточностей учета угловых погрешностей измерительных трансформаторов и от методических погрешностей приведения потерь к расчетной температуре и номинальному току.

Коэффициенты вариации выборок "приведенных" и "неприведенных" потерь КЗ, "омических" и добавочных потерь сравниваются в табл. 3.

Таблица 3

Коэффициенты вариации (%) потерь КЗ и их составляющих в выборках РУ-3 и РУ-4

Параметр	РУ-3, $n = 18$	РУ-4, $n = 6$
Потери КЗ	3,9*	4,6*
	4,4	4,6
"Омические" потери	2,4*	1,6*
	3,6	2,3
Добавочные потери	19,5*	20,1*
	12,88	10,2

* Значения приводились к номинальному току и расчетной температуре, остальные значения не приводились.

Проверка на нормальность по критерию всех 12 выборок табл. 3 показала, что нулевая гипотеза не отвергается. При примерном равенстве коэффициентов вариации "приведенных" и "неприведенных" потерь КЗ отмечается закономерный характер изменения коэффициента вариации K_v "омиче-

ских" и добавочных потерь: K_v "омических" потерь уменьшается примерно в 1,5 раза, а K_v добавочных потерь увеличивается примерно в два раза при приведении их к расчетной температуре и номинальному току. Первое обстоятельство объясняется широким диапазоном изменения температуры (от 19 до 54 °C) при измерениях сопротивления обмоток, а второе обстоятельство может служить подтверждением существования методической погрешности из-за неправильного учета зависимости потерь на вихревые токи в обмотках от температуры.

Графический (например, рис. 1, б) и аналитический (табл. 4) анализы зависимости "неприведенных" потерь от измеренных сопротивлений обмоток дали результаты, более соответствующие физической природе ожидаемых зависимостей, чем данные табл. 2. (Для исключения влияния коллинеарности сопротивления обмоток HH_1 и HH_2 усреднялись).

Таблица 4

Матрицы парных коэффициентов корреляции "неприведенных" потерь и измеренных сопротивлений обмоток $R_{ВН}$ и $R_{НН}$

Выборка РУ-3, $n = 18$			Выборка РУ-4, $n = 6$		
P	$R_{ВН}$	$R_{НН}$	P	$R_{ВН}$	$R_{НН}$
1	0,42	0,02	1	0,24	0,44
	1	0,31		1	0,44
		1			1

Так, в трех из четырех случаев имеется заметная положительная корреляция между "неприведенными" потерями и измеренными сопротивлениями обмоток, причем для связи "потери — сопротивление обмотки ВН" в выборке РУ-3 коэффициент корреляции $r = 0,42$ близок к статистически достоверному значению $r^* = 0,47$ при $\alpha = 0,05$ [7]. Также имеется заметная корреляция между сопротивлениями обмоток ВН и НН в обеих выборках ($r = 0,31$ и $0,44$), которая логично объясняется одинаковым влиянием температуры на эти сопротивления.

Для оценки наличия возможных изменений во времени показаний ваттметров, вызванных нестабильностью технологии изготовления трансформаторов или "старением" средств измерений, для выборки большего объема (РУ-3) был проведен автокорреляционный анализ временного ряда "неприведенных" потерь, являющийся мощным

инструментом выявления трендов во временных рядах [8, 9]. Расчеты показали, что коэффициенты автокорреляции $r(L)$ в пределах от $L = 1$ до $L = \frac{n}{2} = 9$ случайным образом располагаются в

зоне разброса, ограниченной значениями $\pm \frac{2}{\sqrt{n}}$

(рис. 2), что не подтверждает гипотезу о наличии тренда. Это обстоятельство однако не может служить доказательством отсутствия ухудшения во времени характеристик средств измерений, поскольку такая зависимость может быть "затемнена" кроме влияния технологических факторов также малым объемом выборки, большим временем наблюдений, в течение которого применялись разные образцы приборов и проводились многократные поверки средств измерений (для приборов — ежегодные).

Степень влияния разброса сопротивлений обмоток на разброс "неприведенных" потерь оценивалась путем проведения регрессивного анализа [7]. В результате расчетов получены следующие линейные двухфакторные регрессионные уравнения в условных единицах

для выборки РУ-3

$$P = 59,8 + 303R_{\text{ВН}} + 21,0R_{\text{НН}};$$

для выборки РУ-4

$$P = 46,8 + 76,8R_{\text{ВН}} + 79,2R_{\text{НН}}.$$

Значения коэффициентов детерминации обоих уравнений оказались равны 0,20, т. е. примерно $\frac{1}{5}$ часть разброса "неприведенных" потерь обусловлена колебаниями сопротивлений обмоток [7]. Ориентируясь на выборку большого объема (РУ-3), можно принять, что оставшая часть разброса, равная $(1 - K_d)K_v = (1 - 0,2) \cdot 4,4 \approx 3,5 \%$, может быть отнесена за счет погрешностей измерений и технологии изготовления трансформаторов.

С учетом изложенных соображений о возможной результирующей погрешности измерений

потерь можно считать, что примерно половина "неприведенных" потерь может быть отнесена за счет погрешностей средств измерений, а оставшая

$\left[\text{около } \frac{1}{3} \right]$ часть — за счет технологических факторов.

Исследования разброса потерь КЗ в силовых трансформаторах целесообразно продолжить в следующих направлениях:

анализ разброса потерь других типов трансформаторов;

сравнительный анализ разброса потерь однотипных трансформаторов, изготовленных на разных заводах-изготовителях страны;

снижение погрешностей измерений путем применения современных компьютеризированных устройств с измерительными трансформаторами класса точности 0,01–0,02, имеющих угловые погрешности не более 0,2–0,5°;

снятие зависимости потерь КЗ от температуры при фиксированных других влияющих факторах;

эмпирическое определение потерь на вихревые токи путем измерения сопротивлений обмоток при разных частотах (имеется техническая возможность таких измерений в диапазоне 50–225 Гц) и их экстраполяция к нулевой частоте.

Выводы

1. Коэффициент вариации потерь КЗ в рассматриваемой выборке трансформаторов 417 МВ·А, 750 кВ составляет около 5 %, при этом коэффициент вариации добавочных потерь на порядок выше, чем коэффициент вариации "омических" потерь.

2. Примерно $\frac{1}{5}$ часть разброса "неприведенных"

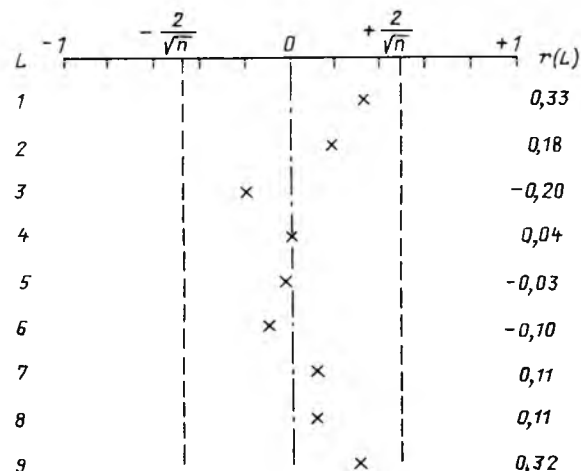
потерь может быть отнесена за счет колебаний "омических" сопротивлений обмоток, $\frac{1}{2}$ часть — за

счет погрешностей средств измерений и оставшая часть — за счет технологических факторов.

Список литературы

1. Айвазян С. А., Ёнюков И. С., Мешалкин Л. Д. Прикладная статистика: Основы моделирования и первичная обработка данных. М.: Финансы и статистика, 1983.
2. Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах. М.: Мир, 1969.
3. Трансформаторы: Пер. докл. Междунар. конф. по большим электрическим системам (СИГРЭ-88) / Под ред. С. Д. Лизунова. М.: Энергоатомиздат, 1991.
4. Гурин В. В., Игонин Г. В. Статистическая обработка результатов измерений характеристик холостого хода и короткого замыкания мощных трансформаторов // Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. М.: Информэлектро, 1977. Вып. 7 (75). С. 1–3.

Рис. 2. Автокоррелограмма временного ряда "неприведенных" потерь выборки РУ-3



5. Новицкий П. В., Зограф И. А., Лабунец В. С. Динамика погрешностей средств измерений. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд.-ние, 1990.
6. Рабинович С. Г. Погрешности измерений. Л.: Энергия. Ленингр. отд.-ние, 1978.
7. Айвазян С. А., Енюков И. С., Мешалкин Л. Д. Прикладная статистика. Исследование зависимостей. М.: Финансы и статистика, 1985.
8. Кэндалл М. Временные ряды. М.: Финансы и статистика, 1985.
9. Льюис К. Д. Методы прогнозирования экономических показателей. М.: Финансы и статистика, 1986.

Поступила 13.05.92

УДК 621.3.048.81.001.5

ГАЗОХРОМАТОГРАФИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФУРФУРОЛА В ТРАНСФОРМАТОРНОМ МАСЛЕ ДЛЯ ДИАГНОСТИКИ ТРАНСФОРМАТОРОВ

В. Г. АРАКЕЛЯН, канд. техн. наук

ВЭИ им. В. И. Ленина

Наиболее опасным видом повреждения изоляции трансформаторов и реакторов является повреждение твердой изоляции. Разложение молекул целлюлозы, составляющей основу твердой изоляции — бумаг и картонов, приводит к образованию ряда производных фурана. Исследования [1, 2] показали, что фурфурол (фурфуральдегид) является главным представителем этого ряда, и образовавшееся его количество коррелирует со степенью полимеризации целлюлозы. В настоящее время возможность диагностики твердой изоляции работающих трансформаторов и реакторов на основе анализа фурфурола в трансформаторном масле не вызывает сомнения. П. Ж. Буртон [1] считает, что содержание фурфурола в масле 0,5–1 мг/л является повышенным, а более 1 мг/л — предельным. По его же данным концентрация 1 мг/л соответствует степени полимеризации целлюлозы 400, т. е. вдвое меньше исходной. Если степень полимеризации падает до 250, бумага теряет механические показатели, становится ломкой и рассыпается [3]. Вероятно, это соответствует концентрации фурфурола в масле 10–20 мг/л при обычном весовом соотношении бумага — масло 1:20. Тем не менее, электрическая прочность и диэлектрические потери меняются в меньшей степени, чем механическая прочность [4, 5].

Использованная методика анализа фурфурола основана на его экстракции из трансформаторного масла несмешивающимся растворителем (метано-

лом, ацетонитрилом) с дальнейшим анализом экстракта на жидкостном хроматографе с ультрафиолетовым детектором.

Следует признать, что в настоящее время персонал предприятий электроэнергетики совершенно не располагает опытом работы на жидкостных хроматографах, в то время как газовая хроматография в силу развития диагностики по растворенным в масле газам все шире внедряется на месте эксплуатации трансформаторного оборудования.

В связи с этим возникает вопрос разработки метода анализа фурфурола, растворенного в трансформаторном масле, в газожидкостном варианте.

Очевидно, что прямой анализ трансформаторного масла невозможен и процесс экстракции неизбежен. Однако, применение органических растворителей для экстракции повлечет за собой трудности при анализе. Поэтому в качестве растворителя для экстракции предлагается вода. Она не смешивается с трансформаторным маслом, удовлетворительно растворяет фурфурол и, что особенно важно, не дает сигнала в пламенно-ионизационном детекторе, который и следует использовать для данного анализа.

Получение экстракта. Проба трансформаторного масла отбирается в медицинский шприц на 20 мл. В шприц, содержащий 20 мл масла и 1,5 мл воздуха, вводят 1 мл дистиллированной воды. Шприц закрывают колпачком и содержимое перемешивают энергичным встряхиванием. Дают отстояться, и отстоявшуюся водную вытяжку перемещают в пробирочную емкость, из которой наполняют микрошприц для выполнения анализа. Водные растворы фурфурола, так же как и водные экстракты, хранению не подлежат.

Условия анализа. Анализ фурфурола в газохроматографическом варианте не представляет трудности. Он может быть осуществлен на стеклянных наполненных или кварцевых капиллярных колонках с полярными или неполярными неподвижными фазами. Для достижения высокой чувствительности фурфурол должен элюироваться быстро и в виде узкого пика. В анализе могут быть получены и другие компоненты разложения целлюлозы фуранового ряда, но они особого интереса не представляют. В табл. 1 приводятся некоторые варианты газохроматографического анализа.

Следует иметь в виду температурные ограничения: температура газовых коммуникаций в хроматографической зоне не должна превышать 140 °С для предотвращения разложения фурфурола. С этой же целью колонка вводится в испаритель, а проба вводится в насадку колонки.

Для анализа была использована колонка с 10 % ПЭГ 1500. Анализ выполнялся на хроматографе НР 5840 с пламенно-ионизационным детектором. Хроматограмма водного раствора с граничной концентрацией фурфурола приведена на рисунке.

Колонка	Температура, °С			Поток гелия, мл/мин	Дополнительный поддув в детектор, мл/мин	Время выхода фурфурола, мин	Объем пробы (водный раствор), мкл
	колонки	испарителя	детектора				
20 % АРЛ на хромсорбе 750, 100–120 меш, стекло, 70×0,11 см	60	140	150	24	6	0,21	1
10 % ПЭГ 1500 на хроматоне F* 0,15–0,18 мм, стекло 90×0,2 см	140	140	220	16	10	1,7	2
RSL-300, кварц, 10 м × 0,53 мм	120	120	250	2,9	25,8	1,4	0,1

* Фторированный хроматон N [6].

Количественный анализ. Расчет хроматограмм осуществляют на основании метода абсолютной калибровки по формуле

$$C^0 = SK_k,$$

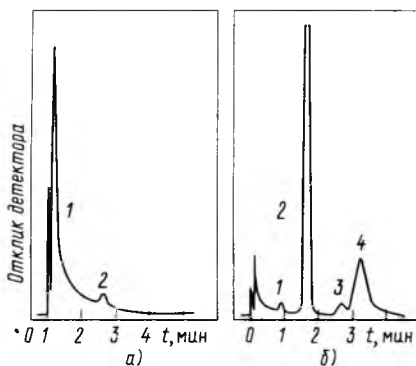
где C^0 — искомая концентрация фурфурола в трансформаторном масле, мг/л; S — площадь пика фурфурола в хроматограмме, ед. (условные единицы); K_k — калибровочный коэффициент, $\frac{\text{мг/л}}{\text{ед.}}$.

В значение калибровочного коэффициента входят коэффициент отклика детектора на фурфурол K_o и фактор разбавления $K_{\text{разб}}$, описывающий процесс экстракции и аликвотность отбора пробы на анализ,

$$K_k = K_o K_{\text{разб}}.$$

Фактор разбавления

$$K_{\text{разб}} = \frac{10^6 V_{\text{H}_2\text{O}}}{K_{\text{изв}} V_{\text{м}} V_{\text{пр}}},$$



Хроматограммы водного раствора фурфурола (2 мкл): а — 1 мг/л, масштаб записи 1:16; 1 — искажение нулевой линии от воды; 2 — пик фурфурола (1,7 мин); б — 638 мг/л, масштаб записи 1:64; 1, 3, 4 — компоненты фуранового ряда; 2 — фурфурол

где $V_{\text{H}_2\text{O}}$ — объем воды для экстракции, мл; $V_{\text{м}}$ — объем трансформаторного масла, мл; $V_{\text{пр}}$ — объем вводимой в хроматограф пробы, мкл; $K_{\text{изв}}$ — коэффициент извлечения или доля фурфурола, экстрагируемая водой.

Для определения коэффициента извлечения, коэффициента отклика, а также коэффициента распределения фурфурола между водой и трансформаторным маслом K были приготовлены и проанализированы растворы фурфурола в трансформаторном масле и воде. Свежеперегнаный фурфурол хранится в запаянных под азотом ампулах в холодильнике. Растворы приготавливают посредством введения 1 или 2 мкл фурфурола из десятимикrolитрового гамильтоновского шприца в 20 мл воды или трансформаторного масла в медицинском шприце. Анализ водного раствора позволяет определить коэффициент отклика, анализ экстракта раствора в трансформаторном масле — остальные коэффициенты. В табл. 2 приведены полученные по описанной методике значения коэффициентов для количественного анализа фурфурола в трансформаторном масле.

Т а б л и ц а 2

K_o , мг/ед.	$K_{\text{изв}}$	$K = \frac{C_{\text{(в масле)}}}{C_{\text{(в воде)}}}$	$K_{\text{разб}}$, л ⁻¹	K_k , $\frac{\text{мг/л}}{\text{ед.}}$
$5,06 \cdot 10^{-9}$	0,123	0,356	$203 \cdot 10^3$	$1,03 \cdot 10^{-3}$

Учитывая взаимосвязь начальной концентрации компонента до экстракции и концентрации компонента в экстракте с объемами фаз и коэффициентом распределения

$$C^0 = C_{\text{(в воде)}} \left[K + \frac{V_{\text{H}_2\text{O}}}{V_{\text{м}}} \right],$$

получаем:

$$C^0 = SK_0 \left[K + \frac{V_{H_2O}}{V_m} \right]$$

Это выражение можно использовать в случае отклонения или изменения соотношения объемов воды и трансформаторного масла при экстракции. Из этого же выражения можно увидеть, что дальнейшее уменьшение объема воды для экстракции незначительно увеличит концентрацию в ней фурфурола.

Минимально определяемая концентрация по описанной методике составляет 0,3 мг фурфурола в 1 л трансформаторного масла.

Сравнение результатов анализа ГХ и ЖХ. Достоверность результатов анализа водного экстракта трансформаторного масла была подтверждена параллельным анализом методом жидкостной хроматографии ЖХ [1, 2] метанольно-водного экстракта образцов трансформаторного масла, которое совместно с бумагой было подвергнуто термическому воздействию. Коэффициент корреляции r^2 составил 0,9997, среднее отклонение результатов газовой хроматографии (ГХ) от результатов ЖХ не превысило 9 %.

Вывод

Разработан простой способ анализа фурфурола в трансформаторном масле для диагностики со-

стояния твердой изоляции трансформаторного оборудования посредством анализа водной вытяжки в газожидкостном варианте с использованием пламенно-ионизационного детектора. Чувствительность метода ГЖХ в 10 раз хуже, чем ЖХ, но вполне достаточна для практической диагностики.

Несмотря на то, что содержание фурфурола в трансформаторном масле не позволяет однозначно характеризовать состояние всей твердой изоляции, так как развитие дефекта может иметь локальный характер, ценность анализа возрастает, если он сочетается с диагностическим анализом растворенных в масле газов.

Список литературы

1. П. Ж. Буртон и др. Доклад 12-09 на сессии СИГРЭ-1984.
2. П. Ж. Буртон и др. Доклад 15-08 на сессии СИГРЭ-1988.
3. Unsworth J., Mitchell F. // Proc. Sec. Int. Conf. Prop. and Appl. Dielec. Mater., Beijing. 1988. Vol. 1. P. 337-340.
4. Shroff D. H., Stannett A. W. // IEE Proc. 1985. Vol. 132. Part. C. P. 312-319.
5. Yoshida M. and at al. // IEEE Trans. 1987. Vol. E1-22. P. 795-800.
6. А. с. 616590 СССР. Способ получения хроматографического носителя на диатомитовой основе / В. Г. Аракелян, Г. В. Головкин, Б. А. Руденко, А. Ю. Крылова // Открытия. Изобретения. 1978. № 27.

Поступила 22.09.92

УДК 621.315.623.015.51.001.5

К ВЫБОРУ РАЗМЕРОВ ПОДНОЖНИКА ОПОРНЫХ ИЗОЛЯЦИОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

А. И. АФАНАСЬЕВ, канд. техн. наук

Санкт-Петербургский государственный технический университет

Опорная изоляционная конструкция (ИК) является основным элементом открытых распределительных устройств (ОРУ), несущим токоведущие части аппаратов и поддерживающим ошиновку. Электрическая прочность опорной изоляции определяет габарит аппарата относительно земли и, соответственно, вертикальный размер ОРУ в целом. Повышение электрической прочности ИК позволяет значительно сократить расходы на сооружение и эксплуатацию распределительных устройств [1, 2]. При этом экономически целесообразно всемерно уменьшать не только вертикальные размеры всего аппарата, но и (что особенно важно) габариты опорной изоляции.

Размеры заземленного подножника, на котором согласно требованиям ПУЭ монтируется опорная изоляция, в значительной степени определяют разрядные характеристики опорной изоляционной конструкции [2-8]. Сопоставление данных, приведенных в этих работах, показывает, что подножник по-разному влияет на электрическую прочность ИК не только при воздействии грозовых и коммутационных перенапряжений, но и при коммутационных импульсах различной длительности. Однако систематического изучения взаимосвязи между разрядными характеристиками ИК при импульсах коммутационных перенапряжений различной формы и длительности и габаритами подножника до настоящего времени не проводилось, хотя очевидно, что результатом такого исследования могут явиться рекомендации по целесообразному (оптимальному) выбору размеров подножника, позволяющих уменьшить высоту опорной изоляции без снижения ее электрической прочности.

Результаты исследований, изложенные в настоящей статье, восполняют допущенный пробел знаний применительно к аппаратам, испытательные напряжения коммутационных импульсов изо-

ляции которых относительно земли составляют 750–1800 кВ и являются логическим продолжением работ, проводимых на кафедре "Электрические аппараты" Санкт-Петербургского государственного технического университета [2–6, 9, 10].

Исследования проводились на наружной испытательной площадке лаборатории сверхвысоких напряжений СПбГТУ. Источником высокого напряжения служили импульсный генератор с суммарным зарядным напряжением 7,0 МВ, запасаемой энергией 560 кДж, от которого были получены экспоненциальные импульсы со следующими параметрами (длительность фронта T_f /время до полуспада T_n): 160/1560, 300/2520, 520/2510, 980/4570 мкс, а также каскад испытательных трансформаторов 3×750 кВ, 2 А, работающий в импульсном режиме и генерирующий осциллирующие затухающие импульсы 3000/5500 мкс.

Исследования электрической прочности опорной изоляции проводились на макетах, эскизы которых представлены на рис. 1. В качестве высоковольтного электрода использовались тороиды с радиусом кривизны осевой линии $R_T = 1,0$ и $2,0$ м, изготовленные из алюминиевой трубы радиусом $r_T = 0,045$ м. Экран подвешивался на гирлянде тонкостержневых оребренных стеклопластиковых изоляторов. С помощью электролебедок его высота относительно земли H изменялась от 1,0 до 22,0 м так, что изоляционный воздушный промежуток между высоковольтным экраном и подножником $H_{\text{и}} = H - h$ оставался неизменным. Вершина подножника имитировалась тороидом радиусом $R_{\text{п}} = 0,3 \pm 1,0$ м, изготовленного из трубы $r_{\text{п}} = 0,025 \pm 0,045$ м. Тороиды устанавливались на заземленном основании, которым являлась металлическая труба диаметром 0,3 м. Высота подножника h варьировалась от 0 (промежуток экран-земля) до 16,0 м.

При правильно спроектированной экранной системе опорные изоляторы не влияют на электри-

ческую прочность изоляционных конструкций [2]. Поэтому опорная изоляция в большинстве случаев макетировалась упрощенно (четыре параллельных длинностержневых стеклопластиковых изолятора по углам квадрата со стороной 0,4 м (рис. 1, а) или такой же одиночный изолятор по оси макета или колонка опорных фарфоровых изоляторов ИОСП 110/300 (рис. 1, б)) либо не макетировалась вовсе (рис. 1, в). В последнем случае, а также при использовании фарфоровых изоляторов имитирующий подножник тороид устанавливался на ферму телескопической вышки (сечение — квадрат со стороной 0,26 м).

Напряжение к испытуемым объектам подводилось шлейфом, длина наклонной части которого составляла 35–40 м, а вертикальной — 3–5 м. Расстояние от оси объекта до посторонних предметов превышало 25 м.

Испытания проводились только в сухую погоду; перекрытий вдоль поддерживающих гирлянд изоляторов не отмечалось.

Электрическая прочность ИК определялась по методу нескольких (не менее четырех) точек. В каждой серии, состоящей из 25–100 опытов, фиксировалось не менее одного разряда. По полученным данным методом наименьших квадратов определялись параметры кривой эффекта: 50 %-е разрядное напряжение ($U_{0,5}$) и коэффициент вариации ($\sigma^* = \sigma/U_{0,5}$). Полные погрешности (инструментальная и методическая) определения $U_{0,5}$ и σ^* соответственно составляли $\epsilon_U^* = 1,0 \div 4,0$ % и $\epsilon_{\sigma}^* = 20 \div 40$ %.

Для каждого опыта (в случае пробоя) с помощью высоковольтного осциллографа ОВ-1 определялось предразрядное время t_p . Распределение предразрядных времен при воздействии на промежуток импульсов постоянной амплитуды удовлетворительно описывается нормальным законом [11], поэтому для каждой серии определялись среднее предразрядное время (\bar{t}_p) и среднеквадратичное отклонение от среднего ($\sigma_{t_p}^* = \sigma_{t_p}/\bar{t}_p$). Погрешности их оценки составляли $\epsilon_{t_p}^* = 5 \div 15$ % и $\epsilon_{\sigma_t}^* = 15 \div 35$ %. Так как зависимости вероятности

перекрытия промежутка (P) от \bar{t}_p не могут быть удовлетворительно описаны каким-либо известным законом распределения, в дальнейшем под средним предразрядным временем промежутка будет подразумеваться его значение при $P = 0,5 \pm 0,05$ (т. е. $\bar{t}_p = t_{0,5p}$).

При испытаниях фиксировались пути развития разряда при пробое изоляционной системы и

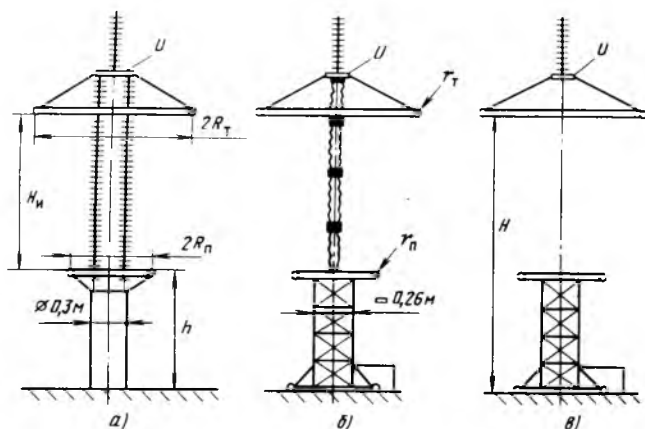


Рис. 1. Макеты опорной изоляционной конструкции

оценивалась вероятность поражения разрядом подножника ($P_{\text{п}} = n_{\text{р.п}}/n_{\text{р}}$, где $n_{\text{р.п}}$ — число поражений подножника в серии опытов, $n_{\text{р}}$ из которых завершились пробоем).

В течение всего периода исследований регистрировались атмосферные условия (давление, температура, влажность), которые в период проведения испытаний соответственно составляли $p = 98,3 \pm 102,8$ кПа, $t = -12 \div +27$ °С, $\gamma = 33 \div 80$ %. Разрядные напряжения приводились к нормаль-

ным атмосферным условиям по ГОСТ 1516.2 (значения поправочных коэффициентов варьировались в диапазоне 0,97–1,02).

Результаты испытаний макета изоляционной конструкции с $R_{\text{Т}} = 1,0$ м и $R_{\text{П}} = 0,3$ м (рис. 1, а)

приведены в таблице и на рис. 2.

Как видно из рис. 2, а, электрическая прочность воздушного промежутка высоковольтный экран-подножник для всех видов воздействий выше, чем промежутка экран-земля при одинаковых межэлектродных расстояниях. Причем в ха-

Некоторые результаты испытаний макетов опорных изоляционных конструкций ($R_{\text{Т}} = 1,0$ м; $R_{\text{П}} = 0,3$ м)

$H_{\text{и}}$ м	h м	$T_{\text{ф}}/T_{\text{и}}, \text{ мкс}$													
		160/1560			300/2520			520/2510			980/4570			3000/5500	
		$\frac{U_{0,5}}{U_{0,001}}$ МВ	σ^*	$t^*_{\text{р}}$	$\frac{U_{0,5}}{U_{0,001}}$ МВ	σ^*	$t^*_{\text{р}}$	$\frac{U_{0,5}}{U_{0,001}}$ МВ	σ^*	$t^*_{\text{р}}$	$\frac{U_{0,5}}{U_{0,001}}$ МВ	σ^*	$t^*_{\text{р}}$	$\frac{U_{0,5}}{U_{0,001}}$ МВ	σ^*
1,5	0	$\frac{0,65}{0,58}$	0,036	1,09	$\frac{0,68}{0,64}$	0,022	0,78	$\frac{0,72}{0,64}$	0,037	0,70	$\frac{0,73}{0,67}$	0,027	0,66	$\frac{0,71}{0,59}$	0,056
	2,5	$\frac{1,01}{0,94}$	0,022	0,87	$\frac{1,01}{0,91}$	0,34	0,83	—	—	—	$\frac{1,06}{0,95}$	0,035	0,68	$\frac{1,0}{0,91}$	0,030
	4,0	—	—	—	$\frac{1,03}{0,93}$	0,031	0,79	$\frac{1,05}{0,95}$	0,032	0,72	$\frac{1,04}{0,94}$	0,032	0,62	$\frac{1,0}{0,92}$	0,028
3,0	0	$\frac{1,04}{0,92}$	0,038	0,99	$\frac{1,12}{1,01}$	0,034	0,86	$\frac{1,15}{1,02}$	0,039	0,73	$\frac{1,18}{1,06}$	0,034	0,54	$\frac{1,24}{1,08}$	0,040
	2,5	$\frac{1,38}{1,20}$	0,043	1,03	$\frac{1,44}{1,22}$	0,051	0,92	$\frac{1,47}{1,25}$	0,049	0,61	—	—	—	$\frac{1,54}{1,29}$	0,054
	4,0	$\frac{1,46}{1,30}$	0,037	0,99	$\frac{1,57}{1,32}$	0,053	0,91	$\frac{1,57}{1,32}$	0,054	0,68	$\frac{1,61}{1,35}$	0,053	0,56	$\frac{1,66}{1,31}$	0,070
	6,0	$\frac{1,53}{1,33}$	0,044	0,91	$\frac{1,64}{1,35}$	0,059	0,85	$\frac{1,62}{1,35}$	0,056	0,58	$\frac{1,66}{1,38}$	0,057	0,50	$\frac{1,70}{1,37}$	0,064
6,0	0	$\frac{1,62}{1,35}$	0,056	1,53	$\frac{1,54}{1,42}$	0,025	1,20	$\frac{1,58}{1,39}$	0,041	0,84	$\frac{1,65}{1,41}$	0,048	0,64	$\frac{1,70}{1,37}$	0,065
	2,5	$\frac{1,98}{1,68}$	0,050	1,94	$\frac{1,81}{1,62}$	0,035	1,61	$\frac{1,84}{1,61}$	0,042	0,91	$\frac{1,93}{1,63}$	0,052	0,65	$\frac{1,94}{1,61}$	0,057
	4,0	$\frac{2,16}{1,83}$	0,051	1,76	$\frac{1,94}{1,69}$	0,043	1,87	$\frac{1,93}{1,68}$	0,044	0,77	$\frac{2,05}{1,77}$	0,046	0,74	$\frac{2,06}{1,72}$	0,054
	6,0	$\frac{2,24}{1,90}$	0,051	1,61	$\frac{2,08}{1,74}$	0,054	2,03	$\frac{2,05}{1,82}$	0,038	0,88	$\frac{2,13}{1,78}$	0,054	0,85	$\frac{2,16}{1,76}$	0,062
	8,0	$\frac{2,36}{1,96}$	0,056	1,32	$\frac{2,16}{1,87}$	0,044	1,51	$\frac{2,19}{1,92}$	0,041	0,93	$\frac{2,23}{1,82}$	0,061	0,86	$\frac{2,22}{1,83}$	0,058

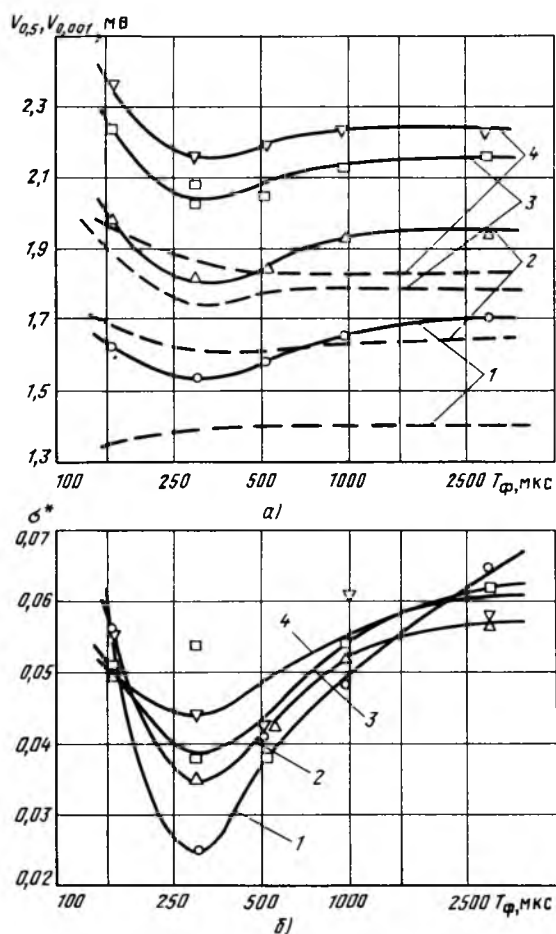


Рис. 2. Зависимости $U_{0,5}$ и $U_{0,001}$ (а), а также σ^* макетов ИК ($H_{\text{и}} = 6,0$ м) от длительности фронта воздействующих импульсов напряжения при различных высотах подножника: 1 — $h = 0$; 2 — $h = 2,5$ м; 3 — $h = 6,0$ м; 4 — $h = 8,0$ м; а — сплошные линии соответствуют $U_{0,5}$, штриховые — $U_{0,001}$

рактуре изменения вольт-временных разрядных характеристик этих изоляционных систем можно выделить ряд сходных признаков. Так, критическая длительность фронта импульсов, при которой наблюдается минимум 50 %-х разрядных напряжений ($U_{0,5\text{min}}$) для фиксированного значения $H_{\text{и}} \leq 6,0$ м практически не зависит от высоты подножника h и аппроксимируется известной формулой [7]:

$$T_{\text{ф.кр}} = 50 H_{\text{и}}, \quad (1)$$

где $H_{\text{и}}$ — в метрах; $T_{\text{ф.кр}}$ — в микросекундах.

В то же время при увеличении высоты подножника ослабевает зависимость $U_{0,5}$ от $T_{\text{ф}}$: при $H_{\text{и}} = 6,0$ м отношение $U_{0,5\text{min}}$ к 50 %-му разрядному напряжению при импульсах с $T_{\text{ф}} = 3000$ мкс (рис. 2, а) для промежутка экран—плоскость со-

ставляет 0,91, тогда как для изоляционной системы экран—подножник при $h = 2,5$ и 8,0 м — соответственно 0,94 и 0,97. Дальнейшее увеличение высоты подножника ведет к еще большему росту упомянутого отношения.

Аналогичен и характер зависимостей $\sigma^* = f(T_{\text{ф}})$ (рис. 2, б). Поэтому напряжение, соответствующее малой вероятности пробоя $U_{0,001} = U_{0,5}(1 - 3\sigma^*)$, практически не зависит от длительности фронта (рис. 2, а, таблица). Примечательно, что для коротких промежутков ($H_{\text{и}} \leq 2,0$ м) для любых высот подножника $U_{0,001}$ вообще не зависит от $T_{\text{ф}}$. При $T_{\text{ф}} \geq T_{\text{ф.кр}}$ это же наблюдается и для длинных промежутков.

Представляют интерес также данные о предзарядных временах макетов и их взаимосвязь с $T_{\text{ф}}$, $H_{\text{и}}$ и h , а также максимальным значением прикладываемых импульсов напряжения. Для коротких промежутков $H_{\text{и}}$ при испытаниях одного макета конструкции (т. е. $H_{\text{и}}$ и h — постоянны) предзарядное время от амплитуды импульсов (или, что то же самое, от вероятности пробоя) практически не зависит. Для этих же систем характерно определяющее влияние на $\bar{t}_{\text{р}}$ длины промежутка между высоковольтным экраном и подножником и полное отсутствие корреляции предзарядного времени и высоты подножника. Кроме того, при $H_{\text{и}} \leq 2,0$ м отмечается слабая зависимость относительного предзарядного времени от длительности фронта импульсов: увеличение $T_{\text{ф}}$ вызывает небольшое

снижение $t_{\text{р}}^* = \bar{t}_{\text{р}} / T_{\text{ф}}$ (таблица). Все эти факты, по всей видимости, объясняются стримерной формой перекрытия промежутка. Для нее является типичным развитие разряда по кратчайшему пути, и, следовательно, исключительная его ориентация в исследуемой изоляционной системе на подножник при $h > 0$. Этот же факт отмечался ранее при приложении к макетам опорных изоляционных конструкций грозовых импульсов [6].

При лидерной форме перекрытия, характерной для длинных промежутков, влияние подножника на ориентацию разряда выражено значительно слабее и вероятность поражения подножника существенно зависит от многих факторов. В процессе испытаний одного и того же макета $P_{\text{п}}$ зависит от максимального значения приложенного напряжения или, что то же самое, от вероятности пробоя P (рис. 3, а). Увеличение вероятности P ведет к снижению вероятности поражения подножника; все большее число перекрытий начинает происходить по пути высоковольтный экран—земля. При этом из-за увеличения средней длины

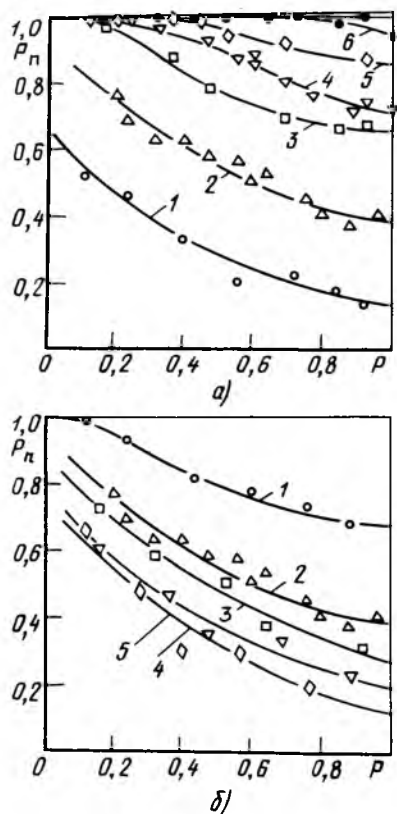


Рис. 3. Зависимости вероятности поражения разрядом подножника от вероятности перекрытия макета ИК ($H_{\text{и}} = 4,0$ м; $R_{\text{т}} = 1,0$ м; $R_{\text{п}} = 0,3$ м) при воздействии импульсов + 300/2520 мкс и изменении высоты подножника (а) и при приложении положительных коммутационных импульсов различной длительности к макету ИК с подножником высотой $h = 2,5$ м: а: 1 - $h = 1,0$ м; 2 - $h = 2,5$; 3 - $h = 4,0$; 4 - $h = 6,0$; 5 - $h = 8,0$; 6 - $h = 10,0$; б: 1 - 160/1560 мкс; 2 - 300/2520; 3 - 520/2510; 4 - 980/4570; 5 - 3000/5500

перекрываемого промежутка постепенно возрастает предразрядное время.

Поражаемость подножника зависит от временных параметров воздействующих импульсов. Уменьшение длительности фронта или импульса в целом вызывает учащение перекрытий на заземленное основание независимо от амплитуды приложенного напряжения (рис. 3, б).

Установка опорной изоляции на более высокой подножник снижает вероятность перекрытий на землю (рис. 3, а, 4, а). Значение h , начиная с которого все разряды происходят только между экраном и подножником, и, соответственно, $t_{\text{р}}^*$ также зависят от $T_{\text{ф}}$ (рис. 4). Однако для всех видов воздействий зависимости $t_{\text{ф}}^* = f(h)$ имеют общий характер: при увеличении h предразрядное время сначала повышается, достигая максимального значения, превышающего на 20–30 % $t_{\text{р}}^*$ при $h = 0$, а затем снижается. Начиная с h , при которой все разряды завершаются на подножнике, предразрядное время стабилизируется и сохраня-

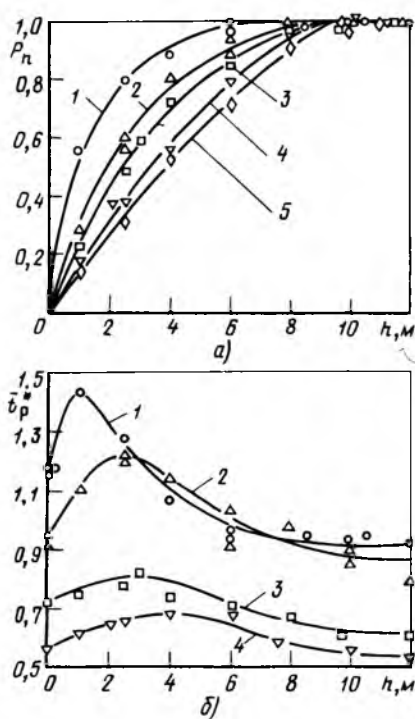


Рис. 4. Зависимости вероятности поражения разрядом подножника (а) и среднего предразрядного времени (б) от высоты подножника макета ИК ($H_{\text{и}} = 4,0$ м; $R_{\text{т}} = 1,0$ м; $R_{\text{п}} = 0,3$ м) при вероятности ее перекрытия $P = 0,5$: 1 - 160/1560 мкс; 2 - 300/2520; 3 - 520/2510; 4 - 980/4570; 5 - 3000/5500

ется при дальнейшем увеличении высоты заземленного основания неизменным, несколько меньшим, чем при $h = 0$ (табл. 1). Примечательно, что максимумы $t_{\text{р}}^*$, наблюдаемые при различных, зависящих от длительности фронта импульсов, высотах подножников, всегда совпадают с одинаковой вероятностью $P_{\text{п}} = 0,5 \div 0,6$ (рис. 4).

Вследствие различия механизмов перекрытия промежутков при $H_{\text{и}} \leq 2,0$ м коэффициенты вариации кривых эффекта макетов опорных изоляционных конструкций в среднем в два раза ($\sigma^* = 0,02 \div 0,03$) меньше, чем при $H_{\text{и}} > 2,0$ м.

Электрическая прочность опорной изоляции при увеличении высоты ее заземленного основания не возрастает непрерывно (рис. 5). При некоторой предельной высоте подножника $h = h_{\text{пр}}$ разрядные характеристики опорной изоляционной конструкции достигают установившихся значений. На рис. 6 приведены зависимости относительного увеличения 50 %-х разрядных напряжений макетов изоляционных конструкций, установленных на подножник высотой h , по сравнению с опорной изоляцией той же высоты $H_{\text{и}}$, стоящей непосредственно на земле ($h = 0$), т. е. $U_{0,5}^* = U_{0,5}(h)/U_{0,5}(h = 0)$, от высоты подножника.

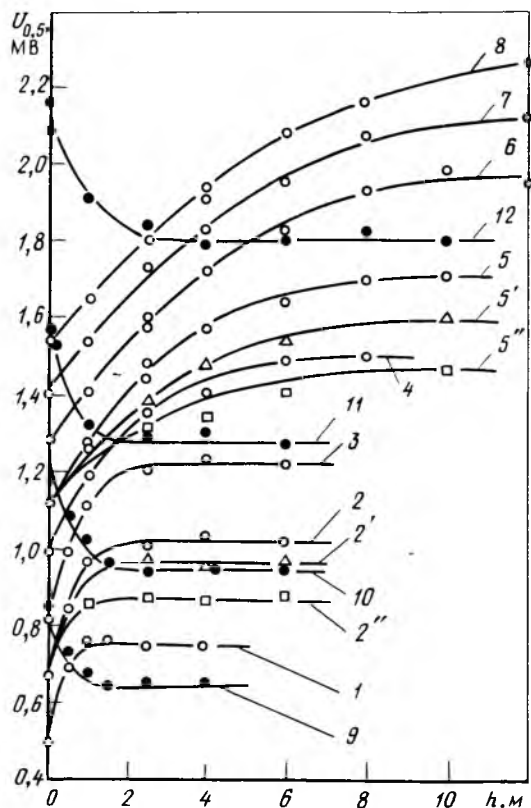


Рис. 5. Зависимости 50 %-х разрядных напряжений макетов ИК ($R_t = 1,0 \text{ м}$) от высоты подножника при воздействии импульсов $+300/2520 \text{ мкс}$: 1, 9 — $H_{\text{и}} = 1,0 \text{ м}$; 2, 2', 2'' — $H_{\text{и}} = 1,5 \text{ м}$; 3, 11 — $H_{\text{и}} = 2,0 \text{ м}$; 4 — $H_{\text{и}} = 2,5 \text{ м}$; 5, 12 — $H_{\text{и}} = 3,0 \text{ м}$; 6 — $H_{\text{и}} = 4,0 \text{ м}$; 7 — $H_{\text{и}} = 5,0 \text{ м}$; 8 — $H_{\text{и}} = 6,0 \text{ м}$; 1—12 — \circ ; \bullet — $R_{\text{п}} = 0,3 \text{ м}$; 2', 5' — Δ — $R_{\text{п}} = 0,5 \text{ м}$; 2'', 5'' — \square — $R_{\text{п}} = 1,0 \text{ м}$; 1—8, 2', 2'', 5', 5'' — положительная полярность; 9—12 — отрицательная полярность

Из рис. 6 видно, что независимо от $H_{\text{и}}$ темпы роста $U_{0,5}^*$ при увеличении h тем выше, чем меньше длительность фронта воздействующих импульсов. Однако, разрядные характеристики макета опорной конструкции стабилизируются при одной и той же высоте подножника $h = h_{\text{пр}}$, которая целиком определяется $H_{\text{и}}$ и не зависит от $T_{\text{ф}}$ (рис. 5, 6). Установившиеся значения $U_{0,5}^* = U_{0,5\text{max}}^*$ увеличиваются при уменьшении длительности фронта импульсов и не зависят от $H_{\text{и}}$ (рис. 6). Этим, в частности, объясняется упоминавшееся ранее сглаживание U -образных вольт-временных зависимостей систем экран—подножник при увеличении h (рис. 2).

Анализ результатов испытаний большого количества макетов изоляционных конструкций показывает, что при фиксированных размерах R_t и $R_{\text{п}}$

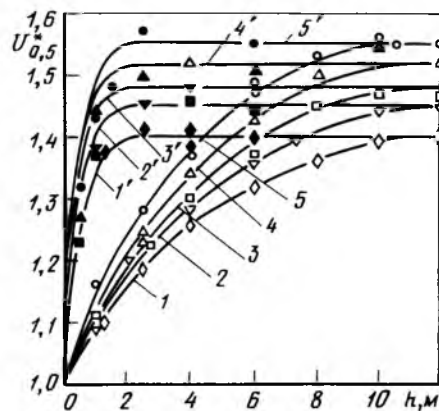


Рис. 6. Зависимости относительного увеличения 50 %-го разрядного напряжения $U_{0,5}^*$ макетов ИК ($R_t = 1,0 \text{ м}$; $R_{\text{п}} = 0,3 \text{ м}$) от высоты подножника при воздействии положительных коммутационных импульсов: 1—5 — $H_{\text{и}} = 4,0 \text{ м}$; 1'—5' — $H_{\text{и}} = 1,5 \text{ м}$ (зачерненные точки); 1, 1' — \diamond , \blacklozenge — $3000/5500 \text{ мкс}$; 2, 2' — ∇ , \blacktriangledown — $980/4570 \text{ мкс}$; 3, 3' — \square , \blacksquare — $520/2510 \text{ мкс}$; 4, 4' — Δ , \blacktriangle — $3000/2520 \text{ мкс}$; 5, 5' — \circ , \bullet — $160/1560 \text{ мкс}$

и заданных временных параметрах воздействующих импульсов для всех изоляционных расстояний $H_{\text{и}}$ и высот подножника h отмечается универсальный характер зависимостей $U_{0,5}^*$ от отношения h к высоте установки высоковольтного экрана $H = H_{\text{и}} + h$ (рис. 7, 8).

Зависимости $U_{0,5}^* = f(h/H)$ для каждой длительности фронта разделяются на две кривые. Первая из них соответствует макетам опорных конструкций с изоляционными промежутками

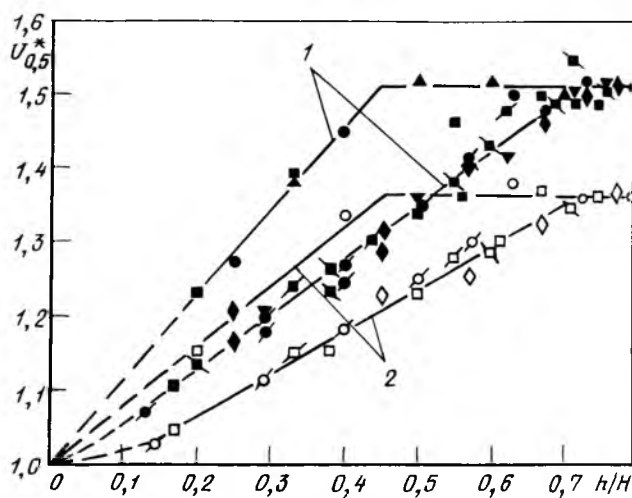


Рис. 7. Зависимости относительного увеличения 50 %-го разрядного напряжения $U_{0,5}^*$ макетов ИК ($R_t = 1,0 \text{ м}$) от отношения h/H при воздействии импульсов $+300/2520 \text{ мкс}$: 1 — $R_{\text{п}} = 0,3 \text{ м}$; 2 — $0,75 \text{ м}$; \circ , \bullet — $H_{\text{и}} = 1,0 \text{ м}$; Δ , \blacktriangle — $1,5 \text{ м}$; \square , \blacksquare — $2,0 \text{ м}$; ∇ , \blacktriangledown — $2,5 \text{ м}$; \diamond , \blacklozenge — $3,0 \text{ м}$; \square , \blacksquare — $4,0 \text{ м}$; \square , \blacksquare — $5,0 \text{ м}$; \square , \blacksquare — $6,0 \text{ м}$

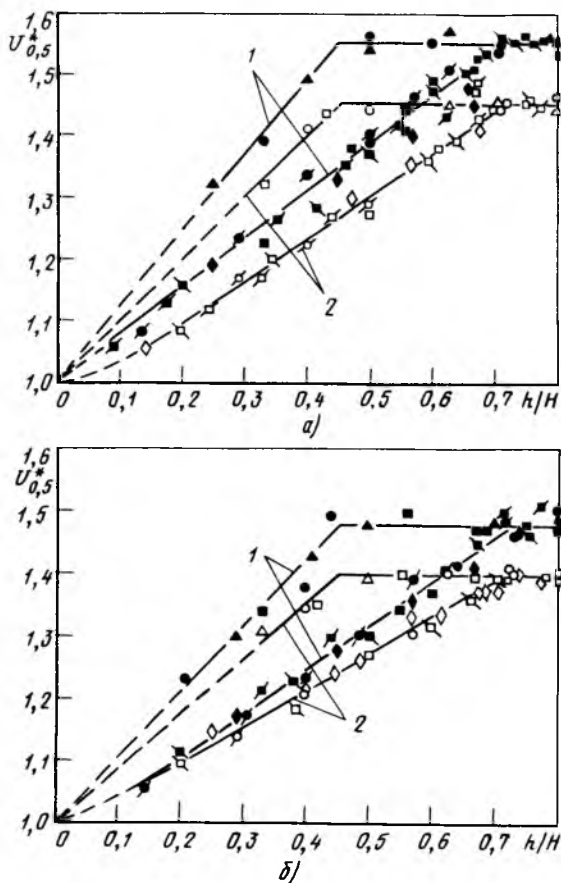


Рис. 8. Зависимости относительного увеличения 50 %-го разрядного напряжения $U_{0,5}^*$ макетов ИК ($R_m = 1,0$ м; $R_n = 0,3$ м) от отношения h/H при воздействии коммутационных импульсов: а – кривые 1 – 160/2520 мкс; кривые 2 – 980/4570 мкс; б – кривые 1 – 520/2510 мкс; кривые 2 – 3000/5500 мкс; обозначения точек те же, что на рис. 7; при построении кривых 2 (б) использованы данные, приведенные в [2–5]

длиной $H_{\text{и}} \leq 2,0$ м. Из рис. 7, 8 видно, что для коротких промежутков $U_{0,5}^*$ достигает установившегося значения при меньших отношениях $h/H = h_{\text{пр}}/H$, чем для длинных (кривые 2). Весьма важно, что отношение $h_{\text{пр}}/H$ не зависит ни от формы коммутационных импульсов, ни от размеров экранных систем и изоляционных промежутков и составляет для $H_{\text{и}} \leq 2,0$ м и $H_{\text{и}} > 2,0$ м соответственно 0,45 и 0,72. Отсюда можно установить связь между изоляционным расстоянием $H_{\text{и}}$ и соответствующей ему предельной высотой подножника (в метрах):

$$h_{\text{пр}} = 0,8H_{\text{и}}, H_{\text{и}} \leq 2,0 \text{ м}; \quad (2a)$$

$$h_{\text{пр}} = 2,6H_{\text{и}}, H_{\text{и}} > 2,0 \text{ м}. \quad (26)$$

Значения относительного увеличения разряд-

ных напряжений изоляционных конструкций с размерами высоковольтного экрана $R_T = 1,0$ м и вершины подножника $R_{\text{п}} = 0,3$ м, установленных на подножнике предельной высоты, приведены на рис. 9. Величина U_{max}^* характеризует максимально возможное повышение электрической прочности конструкции с заданными размерами R_T и $R_{\text{п}}$ при воздействии коммутационных импульсов с длительностью фронта $T_{\text{ф}}$, которого можно достигнуть, устанавливая опорную изоляцию на высокий подножник. Причем увеличение значения отношения $R_T/R_{\text{п}}$ приводит к росту U_{max}^* , а увеличение $T_{\text{ф}}$ – к его снижению. Обобщение большого количества экспериментальных данных, часть из которых приведена в [1–6, 9, 11], позволило найти аппроксимирующую формулу, позволяющую при $150 < T_{\text{ф}} < 3000$ мкс и $R_T/R_{\text{п}} \leq 1,0$ с погрешностью менее 3 % оценить значение относительного повышения разрядного напряжения опорной изоляции, установленной на подножник предельной высоты

$$U_{\text{max}}^* = 1,615 [\lg (T_{\text{ф}})]^{-0,222} \left[\frac{R_T}{R_{\text{п}}} \right]^{0,112} \quad (3)$$

Необходимая высота подножника при этом определяется по формулам (2а) и (26). Анализ этих соотношений показывает, что устанавливать опорную изоляцию на заземленное основание высотой $h > h_{\text{пр}}$ нецелесообразно, так как это не приводит к дальнейшему повышению ее электри-

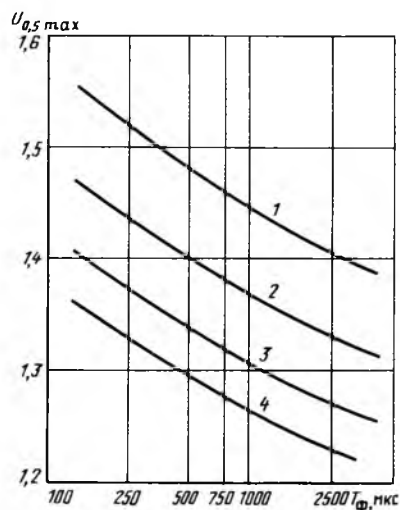


Рис. 9. Зависимость максимально возможного относительного увеличения разрядных напряжений $U_{0,5\text{max}}^*$ макетов ИК ($R_m = 1,0$ м) от длительности фронта воздействующего импульсов: 1 – $R_{\text{п}} = 0,3$ м; 2 – 0,5 м; 3 – 0,75 м; 4 –

ческой прочности. Однако возможны исключения, вызванные, например, необходимостью увеличения высоты подвеса ошиновки для снижения напряженности электрического поля в зоне работы персонала распреустройства или для проезда транспортных средств.

Размер подножника R_{Π} существенно влияет на $U_{0,5}^*$ (рис. 5 и 10). Например, для конструкции с размерами $R_T = 1,0$ м, $H_{\Pi} = 3,0$ м, $h = 2,5$ м увеличение R_{Π} от 0,3 до 1,0 м вызывает снижение разрядных напряжений на 11 %. Возрастание H_{Π} сопровождается уменьшением влияния площади подножника: для той же конструкции, но имеющей изоляционное расстояние $H_{\Pi} = 6,0$ м, указанное изменение R_{Π} приводит к уменьшению $U_{0,5}$ только на 4 %.

Описанный характер взаимосвязи разрядных характеристик и размеров подножника отмечается лишь для макетов с длинными изоляционными промежутками H_{Π} , где пробой происходит в лидерной форме. Как известно, условием начала непрерывного развития лидера и, в конечном итоге, перекрытия межэлектродного расстояния, является накопление на высоковольтном электроде и в прилегающем к нему пространстве заряда критической величины [2]. Увеличение R_{Π} ведет к росту взаимной емкости электродов системы экран-подножник и, соответственно, полной емкости экрана. В результате, его полный заряд достигает критического значения при меньшем напряжении,

т. е. для $H_{\Pi} > 2,0$ м увеличение R_{Π} с необходимостью вызывает уменьшение разрядных напряжений. Взаимная емкость приблизительно обратно пропорциональна расстоянию между электродами, и это, естественно, снижает влияние площади подножника на электрическую прочность изоляционных конструкций при увеличении H_{Π} .

Условия развития стримеров полностью определяются средней разрядной напряженностью в промежутке. Поэтому увеличение R_{Π} , уменьшающее кратчайшее расстояние между экраном и подножником, снижает $U_{0,5}$ системы, так как необходимая для пробоя средняя напряженность достигается при меньшем напряжении. Данные, приведенные на рис. 10, наглядно иллюстрируют высказанное положение: при тех же, что и ранее R_T и h , для $H_{\Pi} = 2,0$ м снижение 50 %-х разрядных напряжений при увеличении R_{Π} от 0,3 до 1,0 м составляет 14 %, а для $H_{\Pi} = 1,5$ м — уже 18 %.

Однако, несмотря на описанную взаимосвязь разрядных характеристик и площади подножника, влияние R_{Π} на $h_{пр}$ не отмечено. Поэтому можно предположить, что при наиболее интересных с практической точки зрения соотношениях $R_T/R_{\Pi} \leq 1,0$ формулы (2а) и (26) остаются верными.

При воздействии коммутационных импульсов отрицательной полярности в воздушных промежутках длиной вплоть до 5,0–6,0 м разряд также

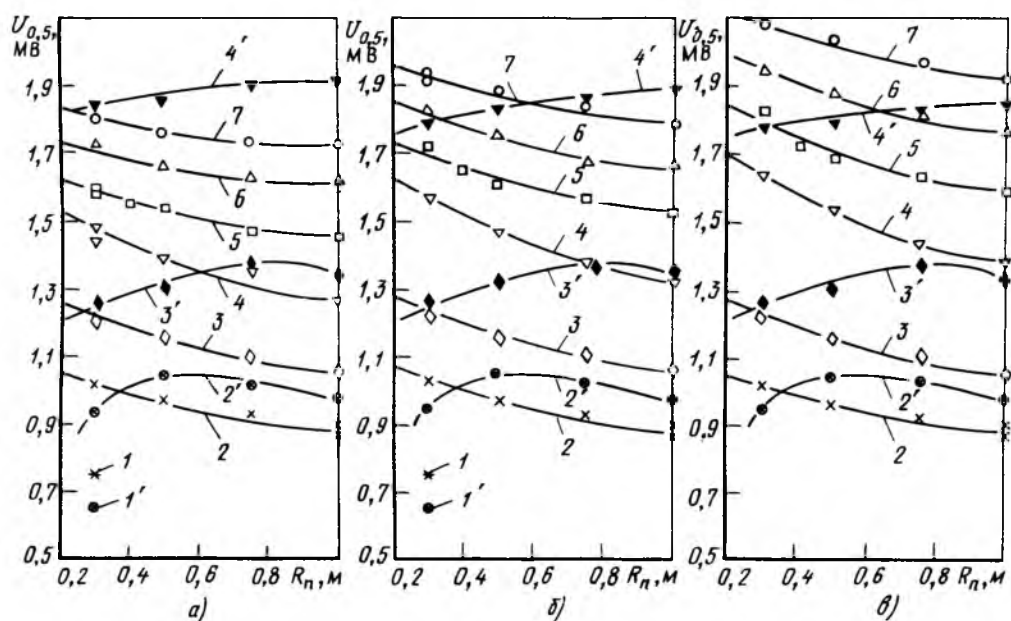


Рис. 10. Зависимости 50 %-х разрядных напряжений макетов ИК ($R_m = 1,0$ м) от радиуса вершины подножника при воздействии импульсов 300/2520 мкс: а — $h = 2,5$ м; б — 4,0 м; в — 6,0 м; 1, 1' — $H_{\Pi} = 1,0$ м; 2, 2' — 1,5 м; 3, 3' — 2,0 м; 4, 4' — 3,0 м; 5 — 4,0 м; 6 — 5,0 м; 7 — 6,0 м; 1–7 — положительная полярность; 1'–4' — отрицательная полярность

происходит в стримерной форме [2, 10, 11]. Именно это объясняет основные закономерности в изменении разрядных характеристик опорных изоляционных конструкций при варьировании их геометрических размеров. Установка опорной изоляции на подножник и увеличение высоты последнего ведет к быстрому снижению ее электрической прочности при воздействии отрицательных импульсов (рис. 5). Уместной и весьма обоснованной может считаться аналогия с воздействием на макеты конструкции грозовых импульсов [6], при которых спад $U_{0,5}$ хотя и происходит интенсивнее, однако установившиеся значения разрядных напряжений вплоть до $H_{\text{и}} = 4,0$ м остаются практически одинаковыми (различие не превышает 3–4 %). Как и в случае грозовых импульсов, электрическая прочность изоляционных конструкций с высоким значением отношения $R_{\text{т}}/R_{\text{п}}$ и малыми $H_{\text{и}}$ при воздействии отрицательных перенапряжений ниже, чем при положительных (рис. 5, 10). Однако рост $U_{0,5}$ при увеличении $R_{\text{п}}$ или уменьшении $R_{\text{т}}/R_{\text{п}}$ при коммутационных импульсах происходит быстрее, и вследствие этого размер вершины подножника, при котором достигается равенство разрядных напряжений при воздействии импульсов отрицательной и положительной полярности (оптимальный радиус $R_{\text{п}}^{\text{опт}}$), получается значительно меньшим, чем это было отмечено при грозовых перенапряжениях. Например, для изоляционной конструкции с геометрическими параметрами $R_{\text{т}} = 1,0$ м, $H_{\text{и}} = 2,0$ м, $h \geq 2,5$ м оптимальный радиус вершины подножника или радиус экрана вершины подножника для случая воздействия грозовых импульсов, определяющийся формулой [6]

$$\frac{R_{\text{п}}^{\text{опт}}}{R_{\text{т}}} = 1,6 \frac{R_{\text{т}}}{H_{\text{и}}} \left[1 - 0,6 \frac{R_{\text{т}}}{H_{\text{и}}} \right], \quad (4)$$

составляет $R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 0,62$ м ($R_{\text{т}}/R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 1,61$), а при коммутационных — $R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 0,27$ м ($R_{\text{т}}/R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 3,7$). Аналогично, для той же конструкции, но при $H_{\text{и}} = 1,5$ м соответствующие величины будут $R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 0,70$ м ($R_{\text{т}}/R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 1,43$) и $R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 0,37$ м ($R_{\text{т}}/R_{\text{п}}^{\text{опт}} = 2,70$).

Смена механизма разряда при $H_{\text{и}} = 2,0$ м при воздействии коммутационных перенапряжений положительной полярности приводит к тому, что увеличение длины изоляционного промежутка свыше 2,0–2,5 м сопровождается быстрым ростом

различия электрической прочности изоляционных конструкций при импульсах различной полярности. Так, для макетов с размерами $R_{\text{т}} = 1,0$ м, $R_{\text{п}} = 0,3$ м, $h = 2,5$ м и длинах изоляционных промежутков $H_{\text{и}} = 3,0$ и 4,0 м отношения 50 %-х разрядных напряжений в случаях воздействия отрицательных и положительных импульсов составляют 1,25 и 1,57 соответственно.

Как и для изоляционных систем, пробой которых происходит в стримерной форме, коэффициент вариации при воздействии отрицательных коммутационных импульсов вплоть до $H_{\text{и}} = 4,0$ м не превышает 0,03.

Перечисленные факты дают основание полагать, что в подавляющем большинстве случаев проектирования опорных изоляционных конструкций отрицательные коммутационные перенапряжения не будут являться тем критическим воздействием, которое определяло бы размеры их изоляционных промежутков. Это положение остается верным, даже если возникает такая описанная маловероятная ситуация, когда разрядные напряжения изоляции при нормируемых коммутационных импульсах отрицательной полярности будут меньше, чем при положительной. Даже тогда электрическая прочность конструкции при коммутационных перенапряжениях будет не ниже, чем при грозовых и, если также учесть большую амплитуду грозовых импульсов, воздействующих на изоляцию электрооборудования подстанций, выбор необходимых размеров воздушных промежутков придется осуществлять именно по условию надежной работы изоляции при грозовых перенапряжениях [6].

Выводы

1. Увеличение высоты подножника является эффективным средством повышения электрической прочности устанавливаемой на нем опорной изоляции при воздействии коммутационных перенапряжений.

2. Установка опорной изоляции на высокий подножник позволяет ослабить зависимость разрядных характеристик изоляционных конструкций от длительности фронта воздействующих коммутационных импульсов.

3. Существует предельная высота подножника $h_{\text{пр}}$, при которой прекращается рост разрядного напряжения $U_{0,5}$ для конструкций с неизменной длиной изоляционного промежутка $H_{\text{и}}$; $h_{\text{пр}}$ не

зависит от временных параметров коммутационных импульсов и размеров высоковольтного экрана и вершины подножника и полностью определяется $H_{\text{и}}$.

4. Уменьшение размера вершины подножника в

отдельных случаях приводит к снижению разрядных напряжений при отрицательных коммутационных импульсах ниже уровня разрядных напряжений при положительных импульсах, однако и при возникновении такой маловероятной ситуации коммутационные перенапряжения отрицательной полярности не являются определяющими для выбора изоляционных габаритов опорных конструкций аппаратов сверхвысокого напряжения.

Список литературы

1. Проектирование электрических аппаратов / Под ред. Г. Н. Александрова. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд.-ние, 1985.
2. Александров Г. Н., Иванов В. Л. Изоляция электрических аппаратов высокого напряжения. Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд.-ние, 1984.
3. Alexandrov G. N., Ivanov V. L., Sokolov A. M. Flashover characteristics of long air gaps for high voltage apparatus // 3-rd ISH, Milan. 1979. R. 52-17.
4. Иванов В. Л., Воробьев В. Ф. Электрическая прочность промежутков аппаратов высокого напряжения при глубоком ограничении перенапряжений // Изв. ВУЗов. Сер. Энергетика. 1986. № 2. С. 46–49.
5. Александров Г. Н., Иванов В. Л., Афанасьев А. И. Разрядные характеристики опорных изоляционных конструкций ОРУ сверхвысокого напряжения // Электричество. 1990. № 8. С. 20–24.
6. Александров Г. Н., Афанасьев А. И., Иванов В. Л. Электрическая прочность изоляционных конструкций аппаратов сверхвысокого напряжения при импульсах грозовых перенапряжений // Электричество. 1987. № 1. С. 26–31.
7. Switching impulse strength of phase-to-earth UHV external insulation – research of the 1000 kV project / R. Cartina, E. Garbagnati, A. Pigini e. a. // IEEE Trans on PAS. 1985. Vol. PAS – 104. N 11. P. 3161–3168.
8. Волкова О. В., Кокушкин Б. Н., Слудкин Л. С. Электрические характеристики опорной изоляции сверхвысокого напряжения // Электричество. 1974. № 8. С. 26–29.
9. Опорные изоляционные конструкции аппаратов сверхвысокого напряжения на базе тонкостержневых полимерных изоляторов / Г. Н. Александров, А. И. Афанасьев, Ю. И. Трифонов, Э. Н. Якунин // Энергетическое строительство. 1990. № 8. С. 30–34.
10. Александров Г. Н., Афанасьев А. И. Разрядные характеристики воздушных промежутков экран–земля при импульсах коммутационных перенапряжений // Электричество. 1991. № 6. С. 6–13.
11. Александров Г. Н., Иванов В. Л., Кизеветтер В. Е. Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции. Л.: Энергия. Ленингр. отд.-ние. 1969.

Поступила 4.08.92

УДК 621.316.542.027.3.001.5

МЕХАНИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ В КОНТАКТАХ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ ПРИ ВКЛЮЧЕНИИ

Ю. А. ФОМИНЫХ, канд. техн. наук, Ю. А. КЛЕПАЛОВ,
Е. М. ДОБРОТВОРСКИЙ, инженеры

При создании высоковольтных коммутационных выключателей, как правило, не учитывается механическое воздействие подвижных контактов на неподвижные в момент включения аппарата. Однако в действительности при включении, особенно на торцевые контакты воздействуют значительные ударные нагрузки, зависящие от массы подвижных соударяемых контактов и от скорости их движения в момент соударения. Определение усилий, возникающих при замыкании контактов высоковольтных аппаратов, представляет сложную задачу и ранее не проводилось ввиду кратковременности воздействия (соударения) контактов и отсутствия до недавнего времени соответствующей аппаратуры и методики исследования [1].

До 70 % отказов (от общего количества отказов высоковольтных аппаратов) приходится на долю механической надежности коммутационных аппаратов несмотря на то, что механические расчеты сравнительно неплохо освоены и позволяют наблюдать и предвидеть в ряде случаев линейные механические изменения. Изменение же этих параметров нередко влияет и на скоростные характеристики высоковольтного аппарата. При доработке конструкции, контактного узла, подборе материала, отработке конструкции опираются главным образом на результаты эксперимента. Только лабораторные исследования являются единственным средством совершенствования конструкции аппарата, методов их производства и контроля качества. Поэтому роль исследований, определяющих надежность аппаратов, чрезвычайно велика и многогранна. Для высоковольтных аппаратов такими характеристиками являются прежде всего механическая надежность, а следовательно, и стабильность всех характеристик.

В НИИ НПО "Уралэлектротяжмаш" проведены работы по определению методами тензометрирования усилий воздействия подвижных торцевых контактов на неподвижные, а также и длительности их действия. Исследования проводились на ряде высоковольтных выключателей, серийно ранее выпускаемых производственным объединением "Уралэлектротяжмаш".

С этой целью были изготовлены специальные тензометрические динамометры, которые устанавливались вместо контактов выключателей. Наиболее интересные результаты получены на выключателях С-35-630-10 с подвижными дугогасительными камерами и Г-образными неподвижными

контактами (выключатель управлялся электромагнитным приводом ШПЭ-11) и У-220-2000-40, управляемом пневматическим приводом ШПВ-46П.

На рис. 1, а показана принципиальная схема устройства дугогасительной камеры выключателя С-35-630-10, а на рис. 1, б — подвижного контакта выключателя У-220-2000-40.

Для проведения исследования были изготовлены и протарированы специальные тензометрические контакты-динамометры, по конструкции подобные неподвижным Г-образным контактам выключателя С-35-630-10 (рис. 2, а) и подвижным контактам выключателя У-220-2000-40 (рис. 2, б). Контакты-динамометры были изготовлены из термообрабатываемой стали марки 40Х. В средней части контактов-динамометров с диаметрально противоположных сторон выфрезерованы два продольных паза, в которых закреплены четыре тензоэлемента сопротивления: два рабочих, расположенных вдоль оси стержня и воспринимающих продольную деформацию сжатия, и два компенсационных, расположенных перпендикулярно рабочим тензоэлементам и воспринимающих поперечную деформацию растяжения в соответствии с коэффициентом Пуассона.

Для исключения влияния изгиба тензометры располагались с противоположных сторон стержня один против другого и электрически соединялись в одно плечо моста. При исследовании тензометрические контакты-динамометры устанавливались в выключателях вместо соответствующих контактов. От воздействия масла и влаги тензосхемы защищались эмалью марки ГФ-92, а от механических повреждений — стальными крышками толщиной 1 мм. Измерительные провода от тензосхемы выводились через боковые пазы у выключателя С-35-630-10 и через центральное отверстие контактов-динамометров у выключателя У-220-2000-40. В качестве вторичной измерительной аппаратуры использовались тензометрический усилитель ТА-5, пропускающий полосу частот не менее 1000 Гц, и светолучевой осциллограф Н-102.

Исследования показали, что на неподвижные Г-образные контакты в выключателе С-35-630-10 максимальные усилия воздействуют в момент жесткого удара в конце хода подвижной камеры, а на подвижные контакты выключателя У-220-2000-40 — в момент касания их с контактами камер.

Результаты измерения усилий, действующих на контакты, при динамическом включении выключателей приведены в табл. 1 и 2. На рис. 3, а дана осциллограмма, показывающая характер усилий, действующих на неподвижные контакты выключателя С-35-630-10, а на рис. 3, б — на подвижные контакты выключателя У-220-2000-40.

Из приведенных данных видно, что на каждый контакт при динамическом включении выключателя С-35-630-10 воздействуют усилия, равные 5–10 кН, а при включении выключателя

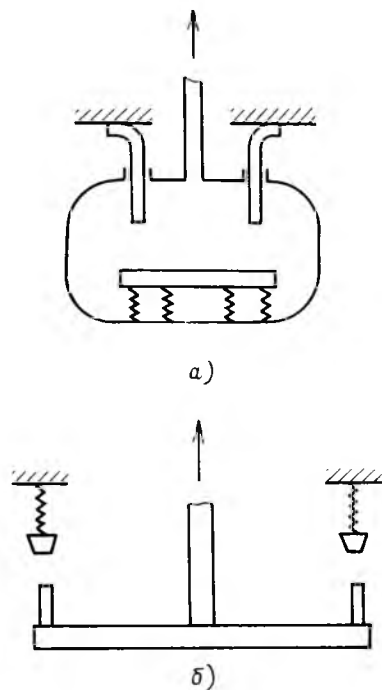


Рис. 1. Принципиальная схема устройства: а — дугогасительной камеры выключателя С-35-630-10; б — подвижного контакта выключателя У-220-2000-40

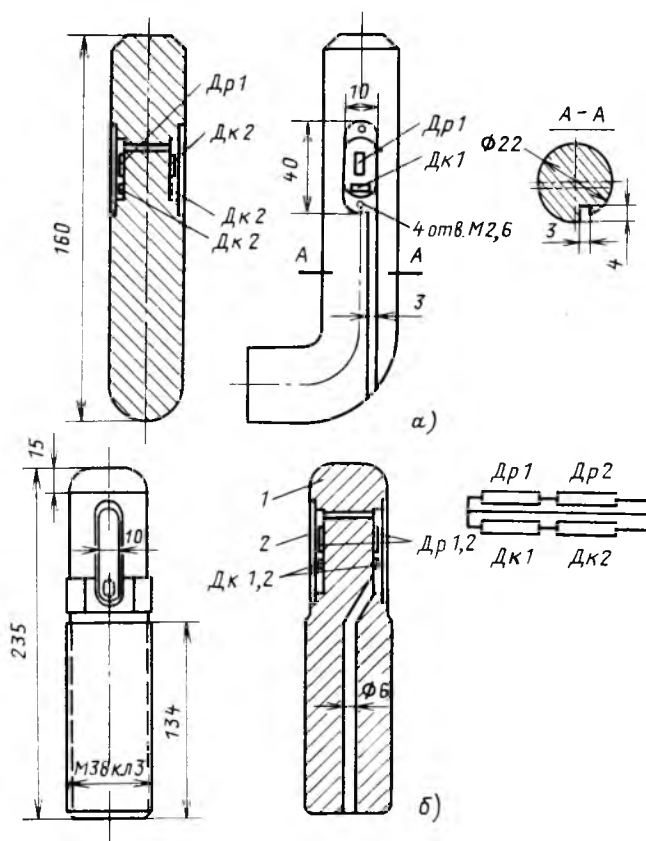


Рис. 2. Тензометрический контакт-динамометр для измерения усилий в контактах выключателя: а — С-35-630-10; б — У-220-2000-40: 1 — чувствительный элемент; 2 — защитная крышка; Др — рабочий тензоэлемент; Дк — компенсационный тензоэлемент

У-220-2000-40 — 130–200 кН. Эти усилия в значительной степени зависят от напряжения на включающей катушке привода ШПЭ-11 (выключатель С-35-630-10) или давления воздуха в резервуаре привода ШПВ-46П (выключатель У-220-2000-40), т. е. скорости соударения контактов.

Т а б л и ц а 1
Максимальные усилия, действующие на один Г-образный контакт выключателя С-35-630-10 при включении приводом ШПЭ-11

Напряжение на включающей катушке привода, В	Скорость подвижной камеры в момент касания контактов, м/с	Усилия, действующие на один контакт $P_{\text{max уд}}$, кН
176	1,6	5
220	2,2	9,5
242	2,4	10,0

Т а б л и ц а 2
Максимальные усилия, действующие на контакт траверсы выключателя У-220-2000-40 при включении приводом ШПВ-46П

Давление в резервуаре, Н/см ²	Скорость контактов траверсы в момент касания наружных контактов камеры, м/с		Усилия, действующие на один контакт траверсы $P_{\text{max уд}}$, кН	
	бак без масла	бак с маслом	бак без масла	бак с маслом
140	5,15	4,35	150	130
200	6,2	5,25	185	165
210	6,55	5,8	200	180

Как видно из результатов испытаний, скорость нарастания усилий на контакты выключателя С-35-630-10 — около 5 МН/с, а в выключателе У-220-2000-40 — 200 МН/с. Если предположить, что контакты в момент соударения соприкасаются по всей поверхности и усилие распределяется равномерно по всей площади (поверхности) контакта, то удельное напряжение (соприкасающаяся контактная площадь соответствует 10 см²) на контакты выключателя У-220-2000-40 составит:

$$A = \frac{P}{s} = \frac{20\,000}{10} = 20 \text{ кН/см}^2.$$

В действительности же соприкосновение по всей поверхности маловероятно и удельное давление на отдельных участках контактной поверхности может быть значительно большим. Необходимо отметить, что в случае неодновременности касания контактов одного и того же полюса усилия, воз- действующие на них, между собой не равны. Эта разница, например, в выключателе С-35-630-10 достигала 30 %, а в выключателе У-220-2000-40 только 10 %.

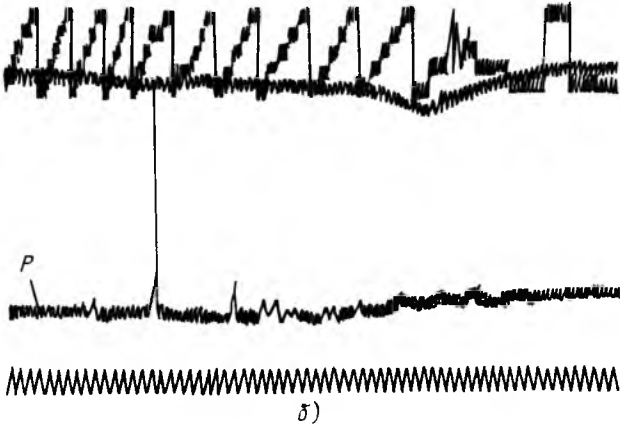
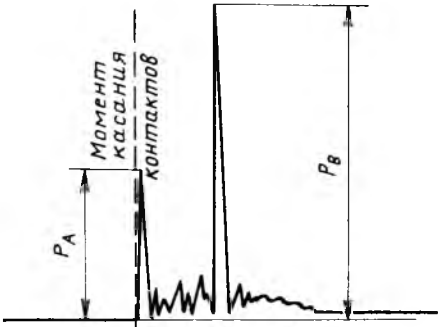


Рис. 3. Характер изменения усилий: а — на Г-образном контакте выключателя С-35-630-10 при динамическом включении; б — на подвижные контакты выключателя У-220-2000-40 в момент их касания с контактами камеры

Результаты расчета напряжений с учетом площади контактирования и реальных усилий, действующих на контакты при включении выключателей, приведены в табл. 3.

Т а б л и ц а 3
Напряжения, возникающие в материале контактов при включении выключателей

Тип выключателя	Материал контакта	Предел текучести при сжатии материала в отожженном состоянии, Н/см ²	Площадь контактирования, мм ²	Действующее усилие, Н	Напряжение в материале контактов, Н/мм ²
С-35-630-10	М1	90	314	10	31
У-110-2000-50	ЛС-59-1	180	1015	200	197
У-220-2000-40	ЛС-59-1	180	1260	200	159

Из приведенных данных видно, что при включении выключателя У-220-2000-40 в контактах возникают напряжения, близкие к пределу текучести при сжатии материала контактов в отожженном состоянии. Однако после электромеханических испытаний в соответствии с требованиями ГОСТ 687-78 (200 операций "включение—отключение"

ние" без токовой нагрузки) разрушений и деформаций контактов, как правило, не наблюдалось. В табл. 3 приведены для сравнения и данные по выключателю У-110-2000-50, у которого напряжения в материале контактов даже несколько превышают предел текучести, а после испытаний разрушений и деформаций контактов даже не наблюдалось.

Это связано со свойствами металлов, находящихся в пластичном состоянии, повышать сопротивление деформированию с увеличением скорости приложения нагрузки. Чем выше эта скорость, тем выше пределы текучести и временное сопротивление металла в вязком состоянии [2]. С повышением скорости деформирования предел текучести возрастает более интенсивно у "чистых" мягких металлов (например, у меди), чем у сплавов [3]. Так, по данным [4] максимальные напряжения для меди марки М1 в начальный момент динамического деформирования равны 2,5 кН/мм².

Динамичность нагружения образца при одноосном деформировании характеризуют обычно либо скоростью удара v , либо скоростью деформации ϵ , либо скоростью нарастания нагрузки σ . Скорость деформации является наиболее точной характеристикой динамического процесса нагружения. Известно, что скорость деформации пропорциональна скорости удара v_0 . Экспериментально установлено, что повышение скорости деформации при нормальной температуре приводит к увеличению предела текучести как при сжатии, так и при растяжении различных материалов. С возрастанием скорости деформации увеличение динамического предела текучести замедляется. Поведение динамического предела текучести при сжатии аналогично поведению его при растяжении.

Как показали теоретические и экспериментальные исследования, пластическая деформация металла, к которому приложена импульсная нагрузка, превышающая статический предел текучести, возникает не мгновенно, а через некоторое время. Это явление, объяснимое теорией дислокаций и получившее название "запаздывание текучести", служит причиной повышения значений $\sigma_{Т.Д}$ при высокой скорости нагружения.

Чтобы пластическая деформация не возникла, необходимо выполнить условие

$$\int_{t_n}^{t_k} \frac{du}{\theta(u)} \leq 1, \quad (1)$$

причем $u(t) = \sigma(t)/\sigma_T - 1$, где t_n , t_k — моменты времени, соответствующие концам интервала, в пределах которого нагрузка превышает статический предел текучести.

Учитывая, что $u = a \ln(\theta_0/\theta)$, получаем общее решение для импульса произвольной формы:

$$\int_{t_n}^{t_k} \exp \left[\frac{1}{a} u(\bar{t}) \right] d\bar{t} \leq \bar{\theta}_0 = \frac{\theta_0}{\tau}, \quad (2)$$

откуда может быть найдено значение $X_{пред}$, являющееся количественной оценкой динамического резерва упругости при импульсном нагружении. Для ударной нагрузки произвольного вида следует вычислить среднюю скорость деформации:

$$\epsilon_{cp} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \epsilon(t) dt = \frac{x \sigma_T}{\epsilon \tau}. \quad (3)$$

Нетрудно убедиться, что в случае приближенной оценки динамический резерв упругости не зависит от формы импульсного возмущения, а определяется лишь характеристиками материала и длительностью переднего фронта импульса.

Известно также, что для любого деформируемого элемента в начале ударного процесса зависимость контактного усилия от местного смятия линейна [2]. Этот вывод соответствует физическим представлениям, поскольку в начале ударного процесса практически отсутствует пластическая компонента местного смятия; имеется только упругая составляющая деформации, которая обычно линейно зависит от сжимающего усилия.

Из данных табл. 1, 2 и 3 следует, что при замыкании (соударении) подвижных контактов с неподвижными кинетическая энергия гасится в буферных устройствах и в контактных пружинах. Время воздействия усилий так мало, что каких-либо остаточных явлений на контактах не наблюдается. Контактные пружины сжимаются, и происходит вибрация контактов. При замыкании оба контакта обеспечены благодаря контактными пружинам известной упругостью.

Ввиду того, что материал контактов и траверсы высоковольтных выключателей недостаточно жесткие, кратковременные усилия не представляют опасности для контактных узлов этих аппаратов при наличии хороших буферных устройств. И тем не менее наиболее целесообразны следующие методы повышения надежности контактов:

научно обоснованное назначение пары на контактное нажатие и обеспечение его наименьшего отклонения при изготовлении и эксплуатации;

улучшение технологии изготовления и контроля качества контактов;

повышение качества исходных материалов контактов.

Таким образом, при расчете высоковольтных коммутационных аппаратов, особенно с торцевыми контактами, для исключения деформаций или поломок необходимо особое внимание обращать на совершенство буферных устройств, поглощающих значительные энергии движущихся масс подвижных контактных элементов.

1. Погодин-Алексеев Г. И. Динамическая прочность и хрупкость металлов. М.: Машиностроение, 1966.
2. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. М.: Машгиз, 1974.
3. Ионов В. Н., Огибалов П. М. Напряжения в телах при импульсном нагружении. М.: Высшая школа, 1975.
4. Кальнер Д. А. Динамическая прочность некоторых чистых металлов и логарифмический модуль упругости // Проблемы прочности. 1975. № 12.
5. Гольдштейн В. И. Повышение прочности тракторных деталей. М.: Машгиз, 1956.

Поступила 4.08.92

УДК 621.315.624.015.5.001.5

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗРЯДНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ТАРЕЛЬЧАТОГО ИЗОЛЯТОРА

П. В. ГОРБУНОВ, канд. техн. наук

Санкт-Петербургский технический университет

Исследования гирлянд изоляторов, с помощью которых провода воздушных линий (ВЛ) крепятся к опорам, показали, что электрическая прочность гирлянды зависит от конструктивных особенностей и разрядного напряжения единичных изоляторов, составляющих гирлянду [1, 2].

Тарельчатые изоляторы по форме изоляционной детали можно условно разделить на две группы: с ребрами на нижней поверхности и с гладкой стеклодеталью (без ребер). Последние имеют улучшенные аэродинамические характеристики, высокую степень самоочистки и повышенное разрядное напряжение под дождем [3]. Гладкая стеклодеталь при протекании тока по ее поверхности обеспечивает более равномерную подсушку увлажненного слоя, а отсутствие ребер задерживает возникновение частичных дужек, приводящих в конечном счете к перекрытию изолятора и гирлянды. Поэтому изоляторы с гладкой стеклодеталью (типа ПСК210-А и т. п.) находят широкое применение при более тяжелых условиях эксплуатации в зонах с повышенной степенью загрязнения атмосферы СЗА [4], в том числе они использованы на промышленной электропередаче 1150 кВ "Экибастуз-Урал" [5]. Однако единичный изолятор ПСК210-А имеет весьма низкое разрядное напряжение при воздействии импульсов грозовых перенапряжений. Это приводит к низкой импульсной электрической прочности гирлянд и может снизить грозоупорность ВЛ [2]. В статье приведены результаты исследований серийного ("аэродинамического") изолятора ПСК210-А и предложен спо-

соб повышения его разрядного напряжения без изменения аэродинамических характеристик.

Конструкция изоляторов должна быть такой, чтобы гирлянда, собранная из них, обеспечивала заданные разрядные характеристики. При перекрытии гирлянды напряжением промышленной частоты или импульсами грозовых перенапряжений разряд развивается по поверхности изоляторов. Поэтому форма стеклодетали тарельчатого изолятора при таких воздействиях оказывает влияние на электрическую прочность гирлянды [2]. При приложении грозового импульса к изолятору с гладкой стеклодеталью (без ребер, ПСК210-А) возникший с одного из электродов (например, в нижней части изолятора, у стержня) стример изменяет динамическую емкость изолятора и способствует развитию разряда с другого электрода. При этом прорастание стримера вдоль одной из поверхностей "тянет" за собой прорастание стримера вдоль другой. Поэтому отсутствие ребер приводит к низкому разрядному напряжению изолятора с гладкой стеклодеталью при грозовых воздействиях. Наличие же ребер резко уменьшает локальную емкость изолятора в этой зоне и тормозит развитие стримера. Поэтому серийные тарельчатые изоляторы с ребрами на нижней поверхности стеклодетали имеют большие разрядные напряжения при воздействии грозовых импульсов по сравнению с гладкими изоляторами (таблица).

Разрядные напряжения гладкого изолятора пропорциональны длине пути утечки его изоляционной части [6]. У тарельчатых изоляторов с гладкой изоляционной деталью заданная длина пути утечки и, соответственно, отношение L/H обеспечиваются за счет довольно-таки большого внешнего диаметра изоляционной детали (например, у изоляторов ПСК210-А он составляет 410 мм), увеличение которого не представляется возможным по условиям технологии, транспортировки и монтажа на ВЛ.

Исследования коронирования тарельчатого изолятора показали, что изменением формы электродов можно добиться снижения напряженности электрического поля на элементах изолятора и, соответственно, уровня радиопомех [7]. Аналогичный эффект может быть получен при заполнении диэлектриком приэлектродных областей изолятора: нижней части вокруг стержня и "газового клина" под краем шапки изолятора. Однако, как показали исследования, эти меры практически не изменяют разрядного напряжения единичного изолятора при воздействии грозового импульса и не влияют на импульсную электрическую прочность гирлянды в целом.

При выполнении дополнительного вертикального ребра на верхней поверхности изоляционной детали вокруг металлической шапки увеличивается длина пути утечки изолятора на высоту ребра h . При этом показатель самоочистки изолятора и

Тип изолятора	H , мм	L , мм	L/H	Внешний диаметр стеклодегали, мм	U_p , кВ		Примечания
					при 50 Гц	при 1,2/50	
ПСК210-А серийный	155	410	2,65	410	55	90	Изолятор аэродина- мический
ПСК210-А с дополнитель- ным ребром $h_p = 5,0$ см	155	460	3,0	410	78	109	
ПСК210-А с дополнитель- ным ребром $h_p = 6,5$ см	155	475	3,06	410	85	(114)	
ПС210-Б серийный	170	385	2,26	320	83	110	Изолятор с ребрами на нижней по- верхности

его аэродинамические характеристики не изменяются, так как такое ребро не создает дополнительного числа вихревых зон. На рис. 1 (правая половина) показано ребро, используемое при лабораторных исследованиях и изготавливаемое из эпоксидного компаунда. Измерения показали, что увеличение высоты ребра h_p ведет к пропорциональному возрастанию разрядного напряжения единичного изолятора при воздействии грозовых импульсов (1,2/50 мкс) и при напряжении промышленной частоты (рис. 2). Например, изготовление ребра с высотой 5,0 см разрядное напряжение 50 Гц возрастает с 55 до 78 кВ, т. е. на 42 %, а при воздействии грозового импульса с 90 до 109 кВ (на 21 %). Следует заметить, что такое ребро увеличивает длину пути утечки изолятора всего на 12 %. Последнее свидетельствует, что ребро, расположенное вокруг шапки изолятора, изменяет его разрядные характеристики за счет снижения средней разрядной напряженности (за счет увеличения L), и изменения условий возникновения и развития разряда вдоль изоляционной детали изолятора. Стримеры, возникающие в нижней части изолятора (разрядные процессы в области стержня начинаются при более низких напряженностях [7]), не получают "подпитки" за счет верхнего стримера, так как последний возникает на значительном удалении (на высоту ребра h_p), и оба стримера загасают. Для развития разряда, переходящего в перекрытие изолятора, необходимо, чтобы верхний стример достиг поверхности тарелки, и только в этом случае разряд вдоль одной поверхности изоляционной детали способствует развитию разряда вдоль другой. Для достижения верхним стримером поверхности тарелки при наличии дополнительного ребра вокруг шапки изолятора необходимо приложить существенно большее напряжение, чем к серийному изолятору (без ребра).

Повышение разрядного напряжения единичного изолятора приводит к возрастанию импульсной

электрической прочности гирлянды (рис. 3). Особенно это влияние сказывается при грозовых воздействиях отрицательной полярности при существенном увеличении длины гирлянды. Из данных таблицы следует, что импульсное разряд-

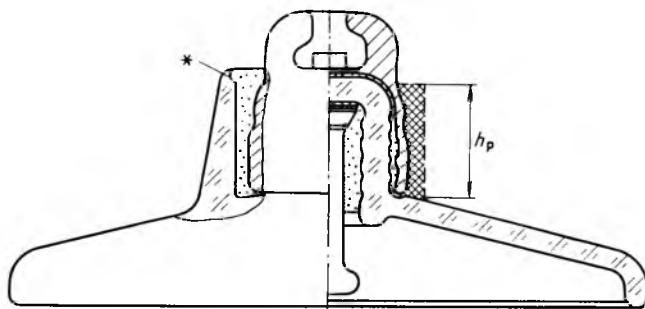


Рис. 1. Эскиз подвешенного тарельчатого изолятора типа ПСК210-А и дополнительного ребра на верхней поверхности изоляционной детали

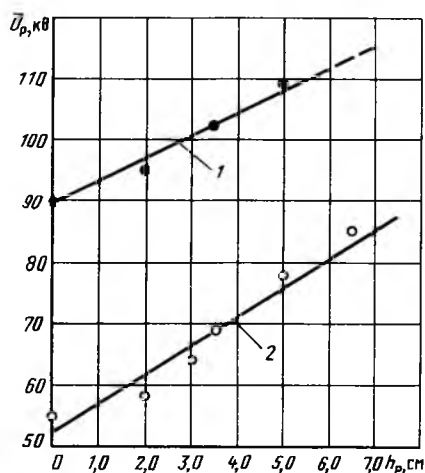


Рис. 2. Изменение разрядного напряжения единичного изолятора при воздействии грозового импульса (1) и напряжения промышленной частоты (2) в зависимости от высоты дополнительного ребра

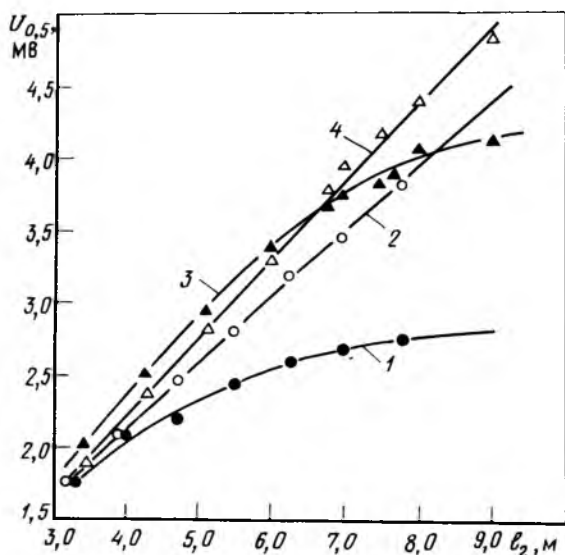


Рис. 3. Зависимости разрядных напряжений $U_{0,5}$ от длины l_2 , м, сконструированной из серийных изоляторов ПСК210-А (1, 2) и изоляторов ПСК210-Б (3, 4) при воздействии импульсов грозовых перенапряжений отрицательной (1, 3) и положительной (2, 4) полярности

ное напряжение изолятора с дополнительным ребром при $h_p = 5,0$ см достигает значения, соответствующего серийному изолятору ПСК210-Б. Это дает основание полагать, что гирлянда, сконструированная из изоляторов с таким дополнительным ребром, имеет электрическую прочность, равную гирлянде из изоляторов ПСК210-Б. Например, для гирлянды длиной 7,5 м (класс напряжения ВЛ 1150 кВ) использование изоляторов с дополнительным ребром позволит увеличить минимальную электрическую прочность с 2750 до 3700–3900 кВ (рис. 3).

Высота дополнительного ребра определяет электрическую прочность единичного изолятора (рис. 2) и гирлянды в целом (рис. 3). Однако максимальная высота ребра ограничена нижней гранью соединительного паза, выполненного в шапке изолятора. Для изолятора ПСК210-А максимальное значение h_p составляет примерно 7,0 см. С увеличением h_p возрастает разность потенциалов в основании ребра между нижним краем шапки и наружной поверхностью ребра. Поэтому при увеличении высоты ребра должна возрастать его толщина (по крайней мере в основании). В целом дополнительное ребро в сечении может иметь переменную по высоте толщину. Это обеспечит электрическую прочность ребра. На рис. 1 (левая половина) показан возможный вариант дополнительного ребра изолятора, промышленного изготовления. Ребро отливается и закаливается вместе со всей изоляционной деталью, как это выполняется при изготовлении серийных изоляторов с развитой поверхностью (с ребрами).

Затем, при формовке шапки, полость между внутренней поверхностью ребра и шапкой изолятора заполняется песчано-цементной связкой. В противном случае в этой полости в процессе эксплуатации будут скапливаться влага и грязь, что приведет к частичным перекрытиям (искрениям) и повышенному старению изолятора, увеличению радиопомех и разрушению ребра и изолятора. Для уменьшения напряженности электрического поля на верхней кромке песчано-цементной связки, согласно данным [7], необходимо уменьшить кривизну сечения края. Для этого в верхней части дополнительного ребра выполняется кольцевая выборка (на рис. 1 показана *), куда при формовке изолятора помещается песчано-цементная связка.

При изготовлении изолятора необходима координация внутренней электрической прочности изолятора (в толще стеклотели) и внешней (по его поверхности). Так, при исследованиях при $h > 5,0$ см воздействие грозовых импульсов в большинстве случаев приводило к внутреннему пробое изолятора. Это говорит о том, что внутренняя импульсная электрическая прочность серийного изолятора не превосходит 110 кВ. Поэтому при неизменных других размерах стеклотели изолятора ПСК210-А выполнение ребра высотой более 5,0 см не имеет смысла.

Вывод

Повышения разрядного напряжения тарельчатого изолятора с гладкой стеклотелью без изменения его аэродинамических характеристик можно добиться с помощью ребра, выполненного на верхней поверхности изоляционной детали вокруг шапки.

Список литературы

1. Пулавская И. Г. Влияние предразрядных явлений в воздухе на разрядные характеристики гирлянд изоляторов // Режимы работы энергосистем и регулирование синхронных машин. М.: Наука, 1964.
2. Горбунов П. В. Исследование влияния конструкции тарельчатого изолятора на электрические характеристики длинной гирлянды // Электрические станции. 1992. № 3.
3. Изоляторы для воздушных линий электропередачи // Отраслевой каталог на серийно выпускаемые оборудование и изделия. М.: Информэнерго, 1987.
4. Гайдаш Б. И. Изоляторы для тяжелых условий эксплуатации // Электрические станции. 1985. № 1.
5. Штерн А. В. Изоляторы и арматура для ВЛ 1150 кВ // Энергетическое строительство. 1984. № 2.
6. Александров Г. Н. Установки сверхвысокого напряжения и охрана окружающей среды. Л.: Энергоатомиздат, 1989.
7. Горбунов П. В., Ибрагимов Р. С. Исследование коронирования тарельчатого изолятора // Электротехника. 1990. № 7.

Поступила 05.08.92

250–300 МВ·А согласно рекомендации [1] установлено не более 10^{-4} Гн.

Увеличение индуктивности сверх указанного значения может привести к затяжке перехода тока в цепь индуктивности, что вызовет увеличение времени гашения дуги и износ контактной системы.

Минимальное число витков и соответствующее им значение напряженности магнитного поля H_{\min} определяется из условия максимальной дугогасительной способности аппарата без магнитного дутья.

Например, если при простом разведении контактов с током, меньшим или равным I_m , дуга гаснет и без магнитного дутья, то при токах свыше I_m дугогасительная катушка должна обеспечить такую минимальную напряженность магнитного поля, при которой дуга уже начинала бы двигаться.

Согласно рекомендациям, при длине дуги 10 мм ток $I_m = 80$ А, а $H_{\min} \leq 95$ А/см.

В дугогасительных устройствах, аналогичных рис. 1, дуга вращается в полях рассеяния, взаимодействуя с радиальной составляющей магнитного поля. Расчеты показывают, что при семи витках обмотки катушки радиальная составляющая магнитного поля в зоне дугоприемного кольца 4 достигает 70,0–90,0 А/см при токах 250–300 А. Так как распределение напряженности магнитного поля по длине дуги неравномерно, то при вращении отдельные элементы дуги могут иметь различные скорости и форма дуги может быть произвольной. Поэтому приведенные критерии могут корректироваться в ходе проведения эксперимента. При проведении исследований в качестве источников мощности использовались ударные генераторы ТИ-12 и ТИ-100. Чтобы полученные результаты использовать при разработке реальных конструкций, старались придерживаться режимов, определенных ГОСТ 687-78 для выключателей на напряжение 6 и 10 кВ. Из этих же соображений нижняя граница исследуемых токов составила 10 А и верхняя — 40–41 кА. Скорость в момент размыкания контактов поддерживалась 2,3 м/с. В качестве датчиков давления использовались тензодатчики в комплекте с мостом 8АНЧ-4.

Предварительные экспериментальные результаты показали, что в диапазоне токов 10–300 А гашение дуги происходит в первый нуль после размыкания контактов. Повторение результатов без автокомпрессионного устройства не внесло никаких изменений.

Поэтому в последующих опытах поршень был удален, что значительно упростило конструкцию и снизило нагрузку на привод. На основании экспериментов с уверенностью можно сказать, что, по крайней мере, до тока 200 А дуга отключалась без активного влияния магнитного поля, что под-

тверждено экспериментами с закороченной катушкой магнитного дутья. Без катушки отключение токов более 200 А приводит к отказу в гашении. Таким образом, в первом приближении можно считать, что выбранное число витков дугогасящей катушки является оптимальным вариантом для данной конструкции дугогасительного устройства.

Для исследования процесса автогенерации пользовались следующей методикой: в каждой серии опытов устанавливалась фиксированная фаза размыкания контактов и выполнялись отключения в диапазоне токов 10–41 кА. В зависимости от тока при этом возможны гашения в первый, второй и последующие нули.

Для построения зависимостей отбирались осциллограммы с одинаковым временем горения дуги. Обычно этому соответствует определенный диапазон токов.

Характерные осциллограммы отключения тока 41 кА с различными временами горения дуги показаны на рис. 2.

Отношение давлений в объемах генерации и истечения определяется из соотношения

$$K = \frac{P_{\text{ген}}}{P_{\text{ист}}} = \frac{P_{\text{зап}} + \Delta P}{P_{\text{зап}} + \Delta P_{\text{и}}},$$

где $P_{\text{ген}}$ — давление в объеме генерации; $P_{\text{ист}}$ — давление в объеме истечения; $P_{\text{зап}}$ — давление

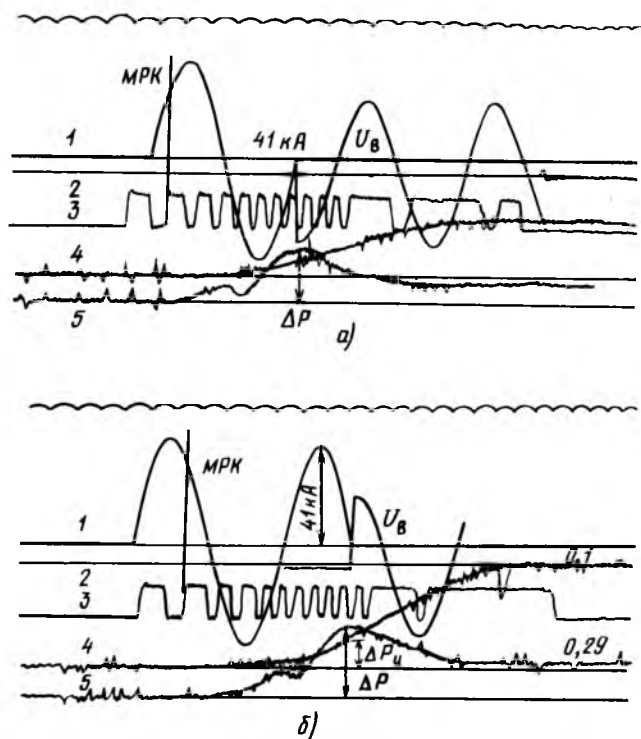


Рис. 2. Осциллограммы отключения тока 41 кА с различными временами горения дуги:

а — 18 мс; б — 23 мс; 1 — ток в цепи; 2 — возвращающееся напряжение; 3 — регистратор хода; 4 — давление в объеме истечения; 5 — давление в объеме генерации

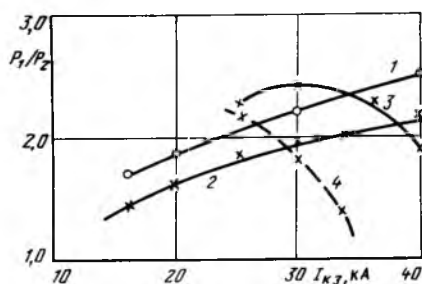


Рис. 3. Зависимость отношения давлений в объеме генерации и истечения от отключаемого тока при фиксированном времени горения дуги:

1 — длительность горения дуги 23—24 мс; 2 — 15—16 мс; 3 — 29—30 мс; 4 — 29—30 мс

заполнения; ΔP — превышение давления в объеме генерации; $\Delta P_{\text{и}}$ — превышение давления в объеме истечения.

Превышение давления ΔP и $\Delta P_{\text{и}}$ определяется из осциллограммы, как показано на рис. 2. Результаты обработки осциллограммы представлены на рис. 3. По оси ординат отложено отношение давлений в объеме генерации и истечения, а по оси абсцисс — ток отключения короткого замыкания. Зависимости построены при длительностях горения дуги 15—16; 23—24 и 29—31 мс и токах КЗ до 40 кА. Объем истечения для указанных длительностей горения дуги составлял 3,78 дм³. В одной из серий опытов объем истечений был уменьшен до 2,52 дм³ для длительностей горения дуги 29—30 мс (кривая 4).

Анализ полученных зависимостей показывает, что даже в наиболее тяжелых режимах, т. е. при отключаемом токе 40 кА и длительности горения дуги 23 мс отношение давлений не превышает 2,5. При длительности горения дуги 29—31 мс в области предельных токов наблюдается снижение отношения давлений (в данном случае меньше двукратного). Это связано с ростом противодействия в относительно небольшом объеме истечения.

Работа дугогасительного устройства при таких длительностях горения дуги крайне неустойчивая, в случае отказа наблюдаются пробой преимущественно электрического характера.

Уменьшение объема истечения на треть приводит к значительному сокращению отношения давлений (кривая 4) и практической неработоспособности выключателя при токах более 30 кА. Поэтому проектировать дугогасительные устройства автогенерирующего типа с токами отключения 40 кА и более целесообразно при отношении давлений в объемах истечения и генерации не менее трех.

В области средних токов, например до 20 кА, длительность горения дуги в худших случаях не превышает 13—16 мс и отношение давлений составляет 1,4—1,5.

В этом случае фактор автогенерации не явля-

ется определяющим в процессе гашения дуги. Закрытие продувочного канала в зоне этих токов не приводит к отказу, а увеличивает лишь длительность горения дуги (в среднем на полупериод).

При токах 10—12 кА отношение давлений составляет 1,1—1,2. В этом случае, гашение дуги определяется процессами деионизации при ее вращении в магнитном поле и роль автогенерации не существенна.

Некоторым недостатком автогенерирующих дугогасительных устройств является относительно медленный процесс накопления давления в объеме генерации. Это в значительной степени связано с тем, что после размыкания контактов дуга некоторое время (до перехода на дугогасительное кольцо) не подвергается активной деионизации.

В таблице приведены значения напряжения на дуге при длительностях горения, аналогичных условиям рис. 3 и в том же диапазоне отключаемых токов. До первого нуля тока напряжение определялось как среднее за время горения, начиная от момента размыкания контактов, а в последующие полупериоды — в максимум тока. Видно, что в первые моменты времени после размыкания контактов (период до 10 мс) напряжение на дуге мало и, естественно, вклад энергии дуги в процесс нагрева газа также незначителен.

В этом плане имеет смысл стремиться к большим скоростям размыкания контактов (например, от 2,3—2,4 м/с в нашем случае до 4—5 м/с). Тогда

$I_{\text{кз}}$, кА	$t_{\text{д}}$, мс	$U_{\text{д1}}$, В	$U_{\text{д2}}$, В	$U_{\text{д3}}$, В
10	16	52	150	—
24	16	82	190	—
30	16	102	220	—
40	16	107	245	—
18	22	70	196	300
25	22	92	212	322
35	22	110	246	360
10	29	61	173	240
24	30	90	225	360
30	30	111	250	366
35	30	120	280	376

Примечание: $I_{\text{кз}}$ — ток короткого замыкания; $t_{\text{д}}$ — время горения дуги; $U_{\text{д1}}$ — напряжение на дуге в первый полупериод горения; $U_{\text{д2}}$ — напряжение на дуге во второй полупериод горения; $U_{\text{д3}}$ — напряжение на дуге в третий полупериод горения.

процесс накопления давления пойдет более активно (за счет увеличения длины дуги) и интенсивность процесса обдува дуги возрастает.

Выводы

1. Показана возможность создания автогенерирующего выключателя без устройства автокомпрессии на класс напряжения 6–10 кВ с отключаемым током до 40 кА.

2. Установлено, что для токов свыше 30 кА и объемов генерации 1,26–1,3 дм³ рекомендуемое отношение объема генерации к объему истечения для избежания резкого снижения отключающей способности не должно превышать 0,33.

Список литературы

1. **Элегазовые** выключатели и комплектные распределительные устройства с элегазовой изоляцией на напряжение 12–1200 кВ. Серия ТС-2. Аппараты высокого напряжения. М.: Информэлектро, 1982.

2. **Маркуш Г. Д.** Разработка и исследование малогабаритного выключателя до 10 кВ с гашением дуги в элегазе. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Л.: ЛПИ, 1965.

Поступила 24.08.92

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

УДК 621.313.333.001.24

ОБ УЧЕТЕ НАСЫЩЕНИЯ СТАЛИ ПРИ РАСЧЕТЕ ИНДУКТИВНЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО И ПАЗОВОГО РАССЕЯНИЯ В АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЯХ

И. П. КОПЫЛОВ, Ю. Д. НОВИКОВ, доктора техн. наук, профессора, И. Г. МЯКШИНА, канд. техн. наук

Вопрос, поставленный в статье, возник в связи с наметившимся различием подходов к оценке влияния насыщения стали магнитопровода на индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния в асинхронных двигателях (АД).

Первый подход состоит в том, что в формулы для коэффициентов проводимости дифференциального рассеяния входит коэффициент насыщения магнитной цепи $k_n = \frac{\Sigma F}{F_\delta} = 1,2 \div 1,8$, который

учитывает насыщение стали путей основного магнитного потока [1, 2].

Поскольку пути прохождения основного магнитного потока и потоков рассеяния различны, то правомерность применения коэффициента насыщения магнитной цепи к потокам дифференциального рассеяния представляется неоправданной.

В соответствии со вторым подходом, в новых руководствах по теории и проектированию АД в формулах для индуктивного сопротивления дифференциального рассеяния коэффициент насыщения k_n опущен [3, 4], что равносильно утверждению об отсутствии влияния насыщения стали на поля дифференциального рассеяния.

В статье обосновывается третий подход к учету насыщения стали магнитопровода, состоящий из введения специальных коэффициентов насыщения дифференциального рассеяния, определяемых на основе расчета магнитного поля в области зубцовой зоны вблизи воздушного зазора, где в основном проходят пути замыкания потоков рассеяния.

В связи со сказанным вопрос об анализе влияния насыщения стали на индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния требует уточнения постановки задачи расчета поля рассеяния в АД, поскольку в разных типоразмерах АД геометрические размеры зубцовых зон различны и условия прохождения магнитных потоков рассеяния не идентичны.

Наиболее остро проблема уточнения расчета параметров схемы замещения АД стоит для маломощных АД с короткозамкнутыми обмотками ротора, имеющих полузакрытые пазы статора и ротора. Поэтому в статье рассматривается только этот случай.

Трудность аналитического решения поставленной задачи состоит в сложном преобразовании гармоник магнитной индукции в нелинейной среде [5]. Поэтому для получения практических результатов приходится вводить упрощающие допущения и идеализацию.

В основу исследования положим следующую идеализацию: будем считать влияние насыщения стали на гармоники магнитной индукции полей дифференциального рассеяния таким же, как и на интегральное поле рассеяния, замыкающееся через воздушный зазор.

Под интегральным полем рассеяния будем понимать поле обмоток статора или ротора, проходящее через воздушный зазор и не охватывающее обмоток другой части АД. Теоретически эти поля нельзя рассматривать как поля дифференциального рассеяния, поскольку такое рассмотрение не учитывает фильтрующих и взаимно демпфирующих свойств обмоток. Общим у этих полей является то, что они проходят в одной и той же области и насыщение стали оказывает на них одинаковое влияние в количественном отношении.

Для физического обоснования такой идеализа-

Распределение магнитной индукции B (Т) в сеточных ячейках расчетных областей при коротком замыкании для двигателя 4А901А, $I_{\phi} = 27,0$

Положение "паз на паз"							Положение "паз на зубец"						
Статор	0,509	0,513	0,513	0,296	0,297	0,297	0,295	0,328	0,345	0,050	0,093	0,093	
	0,526	0,535	0,550	0,396	0,420	0,452	0,778	0,786	0,696	0,213	0,124	0,133	Статор
	0,558	0,566	0,605	0,437	0,537	0,591	1,003	1,218	1,445	0,150	0,181	0,182	Воздушный зазор
	0,559	0,587	0,998	0,669	0,686	0,686	1,280	1,512	1,485	0,258	0,245	0,235	
	0,560	0,690	0,998	1,11	1,029	0,964	1,405	1,548	1,383	0,760	0,468	0,290	
Воздушный зазор	0,218	0,221	0,285	0,445	0,959	1,145	0,297	1,115	1,080	0,653	0,504	0,219	
	0,218	0,221	0,286	0,447	1,018	1,202	0,315	1,203	1,062	0,665	0,527	0,225	
	0,218	0,222	0,303	0,462	1,123	1,277	0,353	1,218	1,046	0,676	0,558	0,230	
	0,219	0,222	0,326	0,452	1,296	1,365	0,406	1,240	1,032	0,687	0,601	0,234	
Ротор	0,600	1,052	2,110	2,400	2,140	1,731	0,742	2,040	2,348	2,319	2,141	1,751	Ротор
	0,411	1,049	1,437	0,564	0,638	0,664	0,199	0,180	0,351	1,334	1,308	1,348	
	0,210	0,519	0,670	0,316	0,352	0,372	0,222	0,225	0,215	1,176	1,053	0,917	

Примечание. Прямоугольная сетка сделана для удобства обозрения. Фактически каждой прямоугольной ячейке соответствует ортогональная ячейка, воспроизводящая реальную геометрическую форму пазов и зубцов.

ции в табл. 1 приведены результаты численного расчета магнитного поля в зубцовой зоне асинхронного двигателя. Расчет выполнен методом ортогональных сеток [6]. Из табл. 1 видно, что поле рассеяния насыщает стальной слой вблизи воздушного зазора в той области, где проходят потоки дифференциального рассеяния.

Принимая во внимание сказанное, конечной целью исследования будем считать получение коэффициентов насыщения для интегральных полей рассеяния и применение этих коэффициентов для корректировки индуктивных сопротивлений дифференциального рассеяния.

Для решения поставленной задачи рассчитаем магнитное поле в областях a и b , показанных на рис. 1. Расчет был выполнен методом ортогональных сеток [6] применительно к дифференциальному уравнению магнитного поля в нелинейной среде

$$\operatorname{rot} \left[\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} \vec{A} \right] = \vec{j}, \quad (1)$$

где \vec{A} — векторный потенциал магнитного поля; \vec{j} — вектор плотности тока; μ — абсолютная магнитная проницаемость среды.

Задача решалась при одновременном действии МДС обмоток статора и ротора. Граничные условия для областей a и b показаны на рис. 1.

Токи в пазах определялись при неподвижном роторе АД, исходя из Т-образной схемы замещения, с преобразованием тока ротора к реальному значению, с последующим уточнением методом итераций.

Главная особенность расчета поля состояла в разделении потоков рассеяния пазов статора и

ротора, для чего был применен метод "замораживания магнитных проницаемостей", состоящий в том, что после расчета результирующего поля, создаваемого совместным действием токов статора и ротора, магнитные проницаемости "замораживаются" и рассчитывается поле при раздельном действии токов статора и ротора, что допустимо ввиду линеаризации задачи при "замороженных" магнитных проницаемостях.

После расчета полей определялись потоки рассеяния, проходящие через воздушный зазор Φ_{δ} , и одновременно потоки рассеяния пазов Φ_n .

При положении "паз на зубец" за поток рассеяния принимается поток, не заходящий за линию mn -границу закруглений паза ротора (рис. 1). Практические расчеты показали, что потоки, заходящие за линию mn , не существенны или образуются

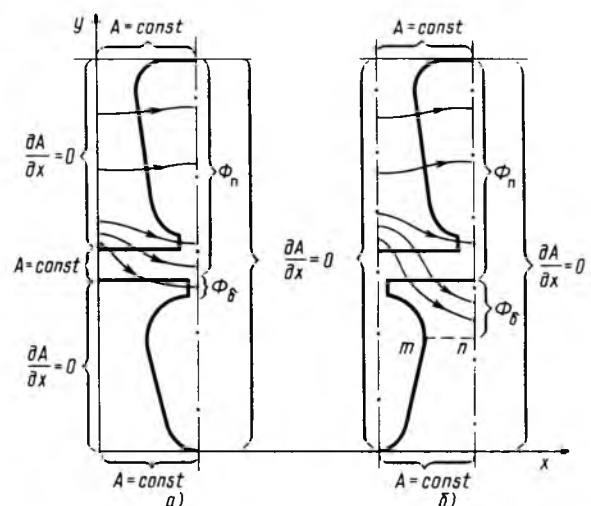


Рис. 1

потоками, проходящими через пазовую часть и поэтому не являющимися потоками рассеяния.

Такие расчеты производились для нескольких токов интервала $0,3I_n - 1,2I_{кз}$ (I_n — номинальный ток АД и $I_{кз}$ — ток короткого замыкания).

Коэффициенты проводимостей пазового рассеяния $\lambda_{\sigma п}$ и через воздушный зазор $\lambda_{\sigma \delta}$ определяются по следующим формулам:

$$\lambda_{\sigma п} = \frac{\Psi_{\sigma п}}{\mu_0 w l_i I_n}; \quad (2)$$

$$\lambda_{\sigma \delta} = \frac{\Delta A_{\delta}}{\mu_0 I_n}, \quad (3)$$

где $\Psi_{\sigma п}$ — полное потокоцепление пазового рассеяния [7]; w — число проводников в пазу; l_i — осевая длина сердечника статора; ΔA_{δ} — приращение векторного потенциала магнитного поля рассеяния через воздушный зазор; I_n — ток проводника в пазу.

Поскольку рассматриваемый класс АД имеет скос пазов ротора на одно зубцовое деление статора, возникает необходимость усреднения коэффициентов проводимости по длине ротора с использованием следующего соотношения (рис. 2):

$$\lambda_{\text{ср}} = \frac{1}{l_i} \int_0^{l_i} \lambda(y) dy. \quad (4)$$

Ввиду большой сложности получения непрерывной функции $\lambda(y)$ в (4) заменим ее кусочно-постоянной функцией. Введем следующие обозначения: $\lambda_{п.п1}$, $\lambda_{п.п2}$ — коэффициенты проводимостей при положении "паз на паз" (рис. 1, а) для статора и ротора соответственно; $\lambda_{п.з1}$ — то же при

положении "паз на зубец" (рис. 1, б).

Зададим кусочно-постоянные функции:

$$\lambda_1(y) = \begin{cases} \lambda_{п.п1} & \text{— если ось паза ротора входит в шлиц паза статора;} \\ \lambda_{п.з1} & \text{— если ось паза ротора не входит в шлиц паза статора;} \end{cases}$$

$$\lambda_2(y) = \begin{cases} \lambda_{п.п2} & \text{— если ось паза ротора входит в шлиц паза статора;} \\ \lambda_{п.з2} & \text{— если ось паза ротора не входит в шлиц паза статора.} \end{cases}$$

Теперь выражение (4) для статора и ротора может быть приближенно представлено в следующем

виде:

$$\lambda_{1\text{ср}} = \frac{1}{l_i} [\lambda_{п.з1} l_{п.з} + \lambda_{п.п1} (l_i - l_{п.з})]; \quad (5)$$

$$\lambda_{2\text{ср}} = \frac{1}{l_i} [\lambda_{п.з2} l_{п.з} + \lambda_{п.п2} (l_i - l_{п.з})], \quad (6)$$

где $l_{п.з}$ — длина линии прохождения оси паза ротора над зубцом статора, $l_{п.з} = l_i - l_{з.з}$ (рис. 2).

Определим относительные коэффициенты проводимостей рассеяния в следующем виде:

$$\lambda_{*1,2} = \frac{\lambda(I_*)}{\lambda_{\text{max}}}; \quad I_* = \frac{I}{I_{кз}}, \quad (7)$$

где $\lambda_{*1,2}$ — относительное значение коэффициента проводимости; λ_{max} — максимальное значение коэффициента проводимости; I_* — относительный ток; $I_{кз}$ — ток короткого замыкания.

Коэффициент насыщения для режима КЗ определится из следующего соотношения

$$k_n = \frac{\lambda(I_{кз})}{\lambda_{\text{max}}}. \quad (8)$$

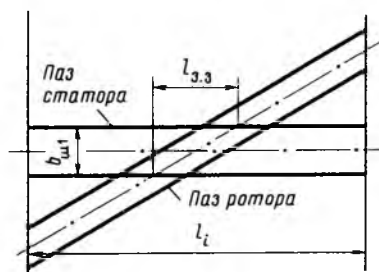


Рис. 2

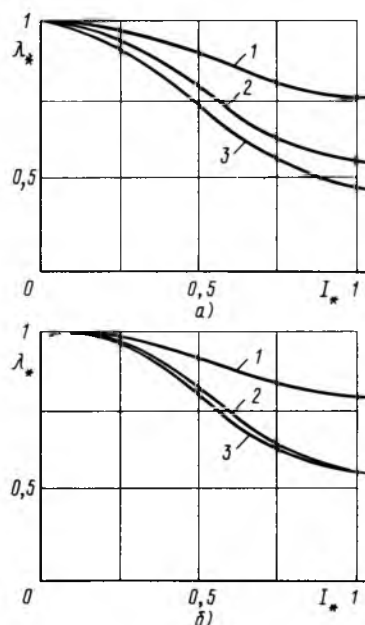


Рис. 3

По результатам проведенных расчетов на рис. 3 (a — для двигателя 4A90L2, b — 4A90L4) построены кривые относительных коэффициентов проводимостей дифференциального $\lambda_{*д1}$ (кривая 2), $\lambda_{*д2}$ (кривая 3) и пазового рассеяния $\lambda_{*п2}$ (кривая 1), усредненные по длине сердечника статора.

В табл. 2 даны результаты расчета токов КЗ с использованием коэффициентов насыщения дифференциального и пазового рассеяния. Коэффици-

Т а б л и ц а 2

Расчет сопротивлений короткого замыкания

Расчетная величина	Обозначение	Тип двигателя	
		4A90L2	4A90L4
Индуктивное сопротивление (ИС) пазового рассеяния статора	$x_{п1}$, Ом	0,6307	1,0
ИС рассеяния лобовых частей обмотки статора	$x_{л1}$, Ом	1,04	1,187
ИС дифференциального рассеяния статора без учета насыщения	$x_{д1}$, Ом	1,22	1,38
Коэффициент насыщения дифференциального рассеяния статора	$k_{д1}$	0,55	0,55
ИС дифференциального рассеяния статора с учетом насыщения	$x'_{д1}$, Ом	0,671	0,759
ИС пазового рассеяния ротора с учетом вытеснения тока без учета насыщения	$x_{п2}$, Ом	0,872	1,97
Коэффициент насыщения пазового рассеяния ротора	$k_{п2}$	0,77	0,8
ИС пазового рассеяния ротора с учетом насыщения	$x'_{п2}$, Ом	0,671	1,576
ИС дифференциального рассеяния ротора без учета насыщения	$x_{д2}$, Ом	1,52	2,4

Расчетная величина	Обозначение	Тип двигателя	
		4A90L2	4A90L4
Коэффициент насыщения дифференциального рассеяния	$k'_{д2}$	0,487	0,55
ИС дифференциального рассеяния ротора с учетом насыщения	$x'_{д2}$, Ом	0,7144	1,32
ИС рассеяния лобовых частей ротора	$x_{л2}$, Ом	0,3762	0,303
Активное сопротивление обмотки статора	R_1 , Ом	2,26	3,79
Приведенное активное сопротивление обмотки ротора	R'_2 , Ом	1,84	2,66
Коэффициент насыщения основной магнитной цепи	k_H	1,673	1,786
ИС скоса	$x_{ск}$, Ом	0,778	0,49
Индуктивное сопротивление намагничивающего контура	x_m , Ом	120,5	86,4
Сопротивление КЗ без учета насыщения	Z_K , Ом	7,08	10,14
Сопротивление КЗ с учетом насыщения	Z'_K , Ом	6,37	8,7
Ток КЗ без учета насыщения	$I_{КЗ}$, А	29,4	21,01
Ток КЗ с учетом насыщения	$I'_{КЗ}$, А	34,5	25,3
Ток КЗ из эксперимента	$I_{КЗ}$, А	34,83	27,0

циенты проводимостей без учета насыщения рассчитывались в соответствии с [3].

Приведенные примеры (табл. 2) и опыт многочисленных расчетов показывают, что учет влияния

насыщения стали на индуктивные сопротивления пазового и дифференциального рассеяния существенно приближает расчетный ток КЗ к опытному, но не обеспечивает полной коррекции сопротивления короткого замыкания АД. Стабильная тенденция такова, что расчетный ток КЗ оказывается меньше экспериментального. В связи со сказанным нужно обратить внимание на существование резервов уточнения расчетов токов КЗ АД, исследованию которых не уделялось достаточного внимания.

Рассмотрим кратко не учитываемые факторы.

1. При расчете сопротивления рассеяния скопа пазов не учитывают демпфирующего действия вихревых токов, возникающих при протекании осевого потока скопа поперек шихтовки сердечника статора и корректируют индуктивное сопротивление скопа для уменьшения его коэффициентом насыщения основной магнитной цепи.

В связи с этим возникает вопрос о физической правомерности применения этого коэффициента насыщения для режимов КЗ и пониженного напряжения, когда цепь основного магнитного потока не насыщена.

В отличие от предыдущего случая корректировка с учетом влияния вихревых токов была бы правомерна для всех режимов и напряжений.

2. В настоящее время обращают все большее внимание на роль поперечных токов в роторе АД с неизолированной беличьей клеткой. Исходя из физических соображений видно, что электрические пути для замыкания поперечных токов должны приводить к уменьшению всех составляющих сопротивления КЗ ротора.

Выводы

1. При расчете коэффициентов проводимости дифференциального рассеяния АД с полужакрытыми пазами необходимо учитывать влияние насыщения зубцовой зоны путем введения специальных коэффициентов насыщения дифференциального рассеяния.

2. Коэффициенты насыщения дифференциального рассеяния статора и ротора должны определяться из расчета магнитного поля рассеяния, проходящего через воздушный зазор АД, как отношение коэффициента проводимости при коротком замыкании к максимальному коэффициенту проводимости.

Список литературы

1. Постников И. М. Проектирование электрических машин. Киев: ГИТЛ УССР, 1960.
2. Проектирование электрических машин / Под ред. Копылова И. П. М.: Энергоатомиздат, 1980.
3. Гурин Я. С., Кузнецов Б. И. Проектирование серий электрических машин. М.: Энергия, 1978.
4. Справочник по электрическим машинам / Под ред. Копылова И. П., Клокова Б. П. М.: Энергия, 1989. Т. 1.

5. Геллер Б., Гамата В. Высшие гармоники в асинхронных машинах. М.: Энергия, 1981.

6. Мясина И. Г. Применение криволинейных ортогональных сеток для численного расчета магнитных полей в нелинейных средах // Электротехника и энергетика. 1976. № 11.

7. Костенко М. П., Пиотровский Л. М. Электрические машины. Ч. 2. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1958.

Поступила 04.11.92

УДК 621.313.333-752.019.34

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА ВИБРОАКТИВНОСТЬ ДВИГАТЕЛЕЙ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

Г. Л. АРТЕМЯН, доктор техн. наук

НИИЭлектромаш

Эксплуатационная надежность электрических машин в значительной степени обусловлена их собственной вибрационной активностью. Последняя, в свою очередь, меняется в зависимости от уровня климатических, вибрационных и ударных нагрузок эксплуатационной среды, условий сочленения машин с приводимыми механизмами. В указанном смысле задачи исследования влияния эксплуатационных факторов на амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) вибраций электрических машин приобретают самостоятельный интерес, а их результаты успешно используются не только конструкторами-проектировщиками, но и потребителями — службами эксплуатации машин. Ниже приводятся некоторые результаты наших исследований применительно к асинхронным двигателям малой мощности (АДММ)¹.

Влияние асимметрии питающего тока. Экспериментальные исследования для качественной оценки влияния асимметрии питающего тока на АЧХ вибраций АДММ были проведены на двигателях типов 4ААМ56В4 и 4ААМ63В4. Для создания асимметрии тока в фазы двигателей включались проволоочные сопротивления, токи при этом контролировались амперметрами, включенными во все фазы. Исследовались крайний случай асимметрии — обрыв одной фазы и асимметрии от витковых замыканий. Вибрации измерялись в радиальном направлении на корпусе двигателей. Результаты исследований, представленные на рис. 1, показывают, что асимметрия питающего тока в фазах,

¹ В проведении экспериментов участвовали канд. техн. наук В. А. Мартисосян и инж. Г. М. Сарингулян.

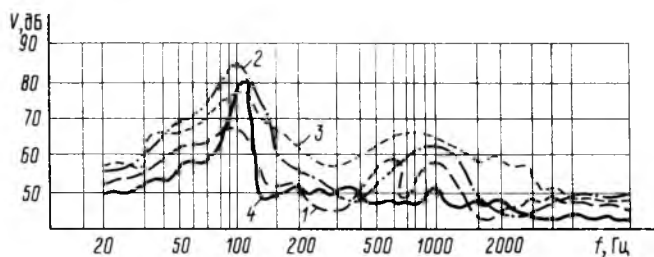


Рис. 1. АЧХ вибраций двигателей 4ААМ63В4 при асимметрии питающего тока:

1 — отсутствие асимметрии; 2 — асимметрия тока в фазах; 3 — замыкание двух витков; 4 — обрыв одной фазы

вызванная как неодинаковостью сопротивлений фаз, так и витковыми замыканиями, проявляется в диапазоне частот от 50 до 200 Гц с сильно выраженным скачком амплитуды вибрации на двойной частоте сети (100 Гц). Для крайнего случая асимметрии этот скачок амплитуды на частоте 100 Гц достигает 20 Гц. Следовательно, для снижения вибрационной активности и реализации потенциальной надежности конструкции, в процессе серийного производства должны быть строго соблюдены требования конструкторско-технологической документации по изготовлению и сборке обмоток двигателей, а на этапе эксплуатации должны быть применены системы регулирования и стабилизации параметров сети питания.

Влияние неточностей монтажа. Нарушения правил монтажа двигателей при эксплуатации прежде всего вызывают неравномерности воздушного зазора (НВЗ) между ротором и статором. НВЗ прежде всего влияют на магнитные составляющие вибраций. Оценка влияния НВЗ на АЧХ вибраций двигателей была проведена на двигателях типов 4ААМ63В2 и 4ААМ63В4, собранных на специальных массивных чугунных подшипниковых щитах в виде коаксиальных втулок, позволяющих регулировать как значение, так и направление НВЗ в широких пределах. Механизм образования НВЗ с помощью этих щитов приведен на рис. 2. Коаксиальные втулки изготовлены с высокой точностью и их внутренние отверстия одинаково смещены относительно наружных поверхностей

$$OO_1 = O_1O_2 = \frac{\varepsilon_{1,\max}}{2} \delta_0 = 0,113 \text{ мм},$$

где $\varepsilon_{1,\max}$ — максимально возможное значение относительного эксцентриситета ротора.

Перемещая втулку 1 относительно втулки 2 на угол α , можно получать регулируемое значение НВЗ по формуле

$$\varepsilon_1(\alpha) = \varepsilon_{1,\max} \cos \frac{\alpha}{2}.$$

Замеры вибраций также производились в радиальном направлении при напряжении питания, равном примерно $0,3 U_{\text{ном}}$ (для регистрации только

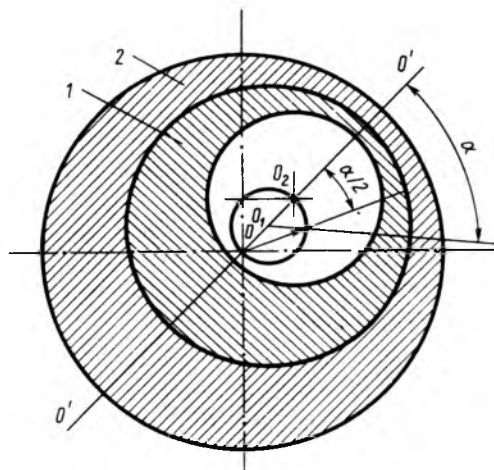


Рис. 2. Механизм образования НВЗ

магнитных составляющих вибраций). Результаты исследований (рис. 3) свидетельствуют о том, что при малых ε_1 ($< 0,2$) значение НВЗ практически не влияет на вибрационное состояние двигателей, тогда как при $\varepsilon_1 = 0,6$ наблюдается заметное увеличение вибраций на отдельных дискретных частотах (например, для двигателей 4ААМ63В2 на частоте 1000 Гц вибрация увеличивается на 25 дБ). Подобные изменения вибрации в высокочастотной области вызывают более интенсивное изменение прочностных и физических свойств применяемых в двигателях материалов, способствуют развитию усталостных разрушений деталей и узлов конструкции, их износу и старению, ползучести и релаксации².

Влияние нагрузки. В составе различных приводов двигатели работают в режиме номинальной нагрузки. Очевидно, что нормирование уровня вибраций в холостом режиме, предусмотренное действующими стандартами, и соответствующий контроль в стадии производства выполняются с целью оценки технического состояния двигателя в момент его поставки потребителю, тогда как собственные вибрации в режиме нагрузки являются одними из главных показателей оценки эксплуатационных свойств двигателя. Влияние нагрузки на

² Артемьев Г. Л. Вибрационная надежность асинхронных двигателей малой мощности // Электротехника. 1990. № 8. С. 19—23.

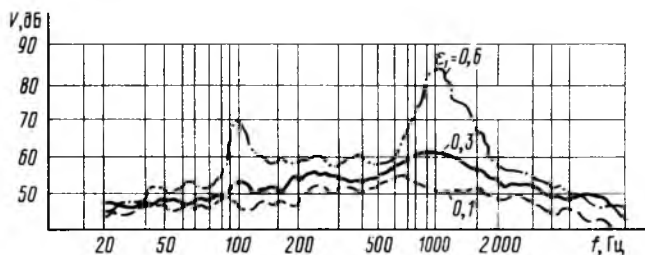


Рис. 3. АЧХ вибрации двигателей 4ААМ63В2 с различной НВЗ: кривая 1 — без воздушного зазора

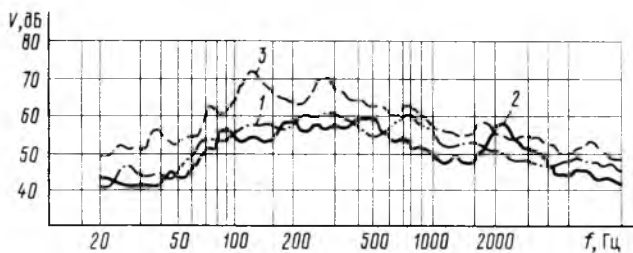


Рис. 4. Изменения АЧХ вибраций двигателей АА50А16Н в зависимости от уровня нагрузки на вал:

1 — отсутствие нагрузки; 2 — номинальная нагрузка; 3 — 25 %-я перегрузка

виброактивность АДММ определялось по методике МКШС-71 и методике измерения дискретных составляющих вибраций, разработанной в виде дополнения к методике МКШС-71. Исследования проводились на двигателях АА50А16Н. Усредненные АЧХ вибраций двигателей в холостом режиме и под нагрузкой, приведенные на рис. 4, показывают, что изменение режима работы не влияет на общий уровень вибрации двигателей, хотя АЧХ вибраций на отдельных частотах претерпевают значительные изменения: пиковые амплитуды вибраций смещаются в сторону низких, более опасных (с точки зрения надежности) частот. Было установлено, что наиболее чувствительное влияние нагрузки на вибрацию обнаруживается у двигателей с исходными дефектами, особенно на частотах проявления данных дефектов. Следовательно, режим нагрузки становится причиной повышения виброактивности и снижения надежности прежде всего для двигателей, изготовленных с нарушением технологии изготовления.

В реальных условиях эксплуатации двигатели могут работать в режиме перегрузок — кратковременных, иногда и длительных. Сравнительные спектрограммы вибраций показывают, что перегрузка значительно ухудшает вибрационное состояние двигателей и в практике эксплуатации двигателей она может быть разрешена лишь с учетом соответствующего снижения показателей надежности двигателей.

УДК [621.313.322-81::536.483]621.3.043.3.001.24

МАГНИТНОЕ ПОЛЕ РОТОРА КРИОТУРБОГЕНЕРАТОРА МОЩНОСТЬЮ 300 МВт

И. Н. ГРИНБАУМ, В. И. ЛЕОНОВ, кандидаты техн. наук

Проект криотурбогенератора (КТГ) мощностью 300 МВт подвергся всестороннему расчетному исследованию еще на стадии разработки конструкторской документации. Одной из задач численного моделирования был расчет трехмерного магнит-

ного поля сверхпроводниковой обмотки возбуждения (СПОВ) с учетом реальной геометрии лобовых частей, который предшествовал испытаниям ротора в статическом криостате. Решение этой задачи имеет важное значение для подготовки и анализа результатов статических испытаний ротора при гелиевой температуре, так как позволяет определить максимальную индукцию в сверхпроводнике и индуктивности катушек обмотки. Знание этих параметров необходимо для оценки степени деградации магнитной системы, напряжения на отдельных участках СПОВ при квенче и исследования процесса распространения нормальной зоны. Кроме того, расчетное и экспериментальное исследование распределения поля обмотки возбуждения позволяют уточнить инженерные методики электромагнитного расчета.

Обмотка возбуждения КТГ мощностью 300 МВт двухполюсная, каждый полюс состоит из семи катушек. Конструктивная схема СПОВ представлена на рис. 1, а основные ее размеры — в табл. 1. Более подробное описание конструкции приведено в [1–3].

Таблица 1
Размеры СПОВ криотурбогенератора мощностью 300 МВт

Номер катушки	Число витков	φ_t , град	R_v , мм	z_c , мм	r_v , мм	d_x , мм	d_y , мм	d_z , мм
1	192	25	296	1090	70	33	64	42
2	264	35	272	1145	70	33	88	42
3	264	45	272	1200	70	33	88	42
4	264	55	272	1255	70	33	88	42
5	264	65	272	1310	70	33	88	42
6	264	75	272	1365	70	33	88	42
7	264	85	272	1420	70	33	88	42

Расчет трехмерного магнитного поля СПОВ проводился путем интегрирования уравнения Био-Савара по объему катушек. Этот метод позволяет учесть реальную конфигурацию обмотки возбуждения и оценить влияние ее геометрии на распре-

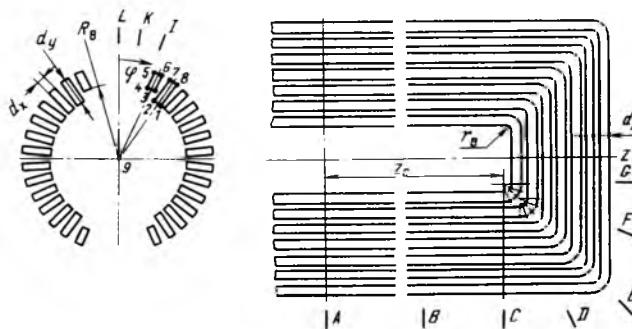


Рис. 1. Обмотка возбуждения криотурбогенератора мощностью 300 МВт

деление магнитного поля в области СПОВ. Для вычисления интеграла по объему катушек последние заменяются замкнутыми токовыми нитями, равномерно распределенными по сечению. Скругления в области лобовых частей аппроксимируются прямолинейными отрезками [4, 5]. Количество токовых нитей в поперечном сечении катушек выбирается в соответствии с рекомендациями [6], которые обеспечивают требуемую точность расчета. Влияние ферромагнитного экрана статора можно учесть, либо применив метод вторичных источников [4, 7–9], либо методом зеркальных отражений. На первом этапе экспериментальных исследований испытания ротора проводились в статическом криостате вдали от ферромагнитных масс, поэтому в статье влияние сердечника статора не учитывалось.

В соответствии с изложенным алгоритмом был проведен ряд численных расчетов, в которых количество токовых нитей в поперечном сечении катушек выбиралось из условия обеспечения погрешности расчета не более 4 %. Максимальное число разбиений составило 72 токовых нити. Расчеты показали, что область максимальной индукции находится в районе лобовых частей катушек СПОВ. На рис. 2 приведено изменение значения индукции вдоль катушек обмотки возбуждения в относительных единицах. В качестве базового принято значение радиальной составляющей индукции магнитного поля в центре ротора (кривая 9, сечение А), которое составляет 3,67 Т при токе 1000 А. Номера кривых рис. 2 соответствуют номерам точек на поперечном сечении обмотки рис. 1. Зависимости на рис. 2 показывают, что максимум индукции находится на внутренней стороне 1-й катушки в области скругления. Максимальное значение модуля индукции, перпендикулярного сверхпроводнику (кривая 4, сечение D), составляет 5,21 Т при токе 1000 А и превышает магнитную индукцию в центре ротора (кривая 9, сечение А) на 42 %.

Распределение магнитной индукции по сечению обмотки возбуждения в лобовой части иллюстрирует рис. 3, на котором изображены линии равных значений магнитной индукции в продольном сечении ротора вдоль большого зуба ($\varphi = 0$) при токе возбуждения 1000 А. На рис. 3 видно, что индукция в области 1-й и 2-й катушек примерно в 1,5 раза больше, чем в остальных. Были также выполнены расчеты магнитного поля для различных вариантов поперечного сечения обмотки возбуждения в прямолинейной и лобовой частях. Результаты показали, что максимальная индукция, перпендикулярная сверхпроводнику, в значительной степени зависит от радиуса скругления в лобовой части и от высоты катушек.

Экспериментальное исследование распределения магнитного поля проводилось при комнатной температуре во время сборки ротора и при гелие-

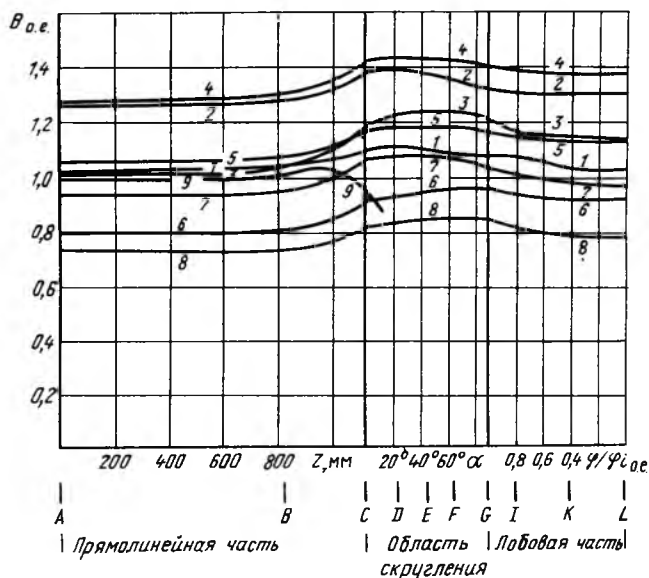


Рис. 2. Распределение магнитной индукции, перпендикулярной току, вдоль катушек СПОВ. Номера кривых соответствуют номерам точек на поперечном сечении ротора рис. 1

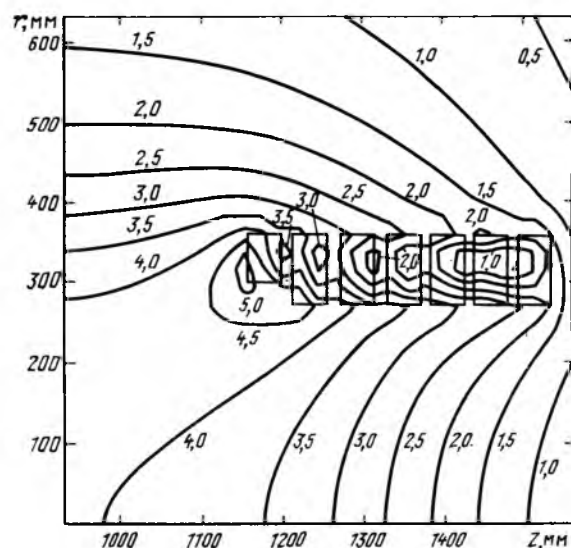


Рис. 3. Линии равных значений магнитной индукции в продольном сечении СПОВ криотурбогенератора мощностью 300 МВт

вой температуре во время испытаний в статическом криостате. В качестве чувствительных элементов использовались преобразователи Холла, с помощью которых регистрировались три составляющих вектора индукции. Датчики магнитного поля были разработаны и изготовлены в институте полупроводников АН Украины (г. Киев) специально для установки в ротор криотурбогенератора [10]. Преобразователи имеют линейную характеристику, их параметры приведены ниже.

Диапазон рабочих температур, К	4,2—293
Ток питания датчиков, МА	10—100
Магнитная чувствительность при токе питания 10 МА, мВ/Т	50—100
Температурный коэффициент чувствительности, %/К	0,01
Погрешность нелинейности, %	0,2—0,4
Остаточное напряжение, мВ	0,01—14
Допустимые центростремительные ускорения	5000
Допустимые виброускорения	20
Допустимый нагрев в течение нескольких часов, °С	160

При измерении магнитной индукции СПОВ криотурбогенератора мощностью 300 МВт использовались датчики двух типов: одномерные и трехмерные. Одномерные датчики включают в себя магнитоиндуктивный преобразователь Холла и полупроводниковый датчик температуры, которые смонтированы в одном корпусе цилиндрической формы. Трехмерные датчики состоят из трех магнитоэлектрических преобразователей Холла, наклеенных на грани куба специальной шайбы держателя, которая закреплена в корпусе цилиндрической формы. Ориентация датчика в пространстве при установке осуществляется по граням куба, выступающим за пределы корпуса.

Экспериментальное исследование магнитного поля при комнатной температуре проводилось при сборке ротора. Для этого каркас с обмоткой был удален от ферромагнитных тел и СПОВ запитывалось током 7 А, датчик Холла перемещался по специальным направляющим вдоль ротора. Измерялись три составляющих магнитной индукции при различных r , φ и z .

Результаты расчетов и измерений иллюстрирует рис. 4, на котором изображены зависимости радиальной, тангенциальной и аксиальной составляющих индукции от координаты z , совпадающей

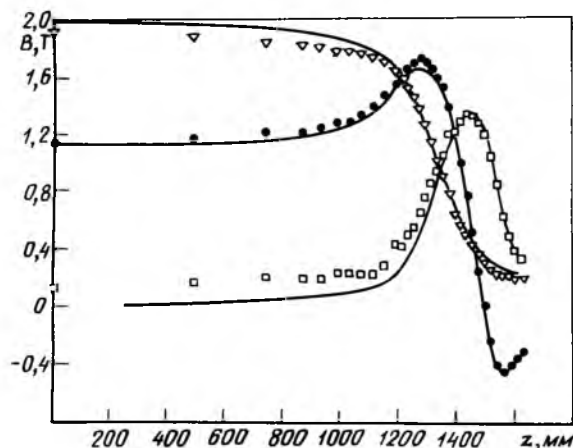


Рис. 4. Расчетные и экспериментальные зависимости составляющих вектора магнитной индукции от координаты z при $\varphi = 55^\circ$ и $r = 385$ мм:

— расчет; \bullet ∇ \square — результаты измерений при комнатной температуре

с осью ротора. Указанные зависимости определены при угле $\varphi = 55^\circ$ на радиусе $r = 385$ мм и приведены к току возбуждения 1000 А.

Сопоставление расчетных и экспериментальных данных показало, что расхождение между ними не превышает 5 % максимального значения индукции. При этом, наибольшее расхождение наблюдается в области малых значений измеряемой составляющей вектора магнитной индукции при наличии в данной точке больших значений составляющих индукции по другим координатам. Это соответствует физическим представлениям, так как погрешность от неточности установки датчика в этом случае существенно увеличивается.

Испытания ротора в статическом криостате проводились дважды, по мере завершения определенных технологических операций. Датчики магнитного поля устанавливались на рейках, которые крепились на поверхности бандажного цилиндра обмотки или элементах конструкции криостата. Датчики первой рейки были установлены в плоскости большого зуба, проходящей через ось вращения и ось $d - \varphi = 0$, $r = 400$ мм; второй — под углом $\varphi = 20^\circ$ от оси d , на радиусе $r = 400$ мм; третья рейка была установлена под углом $\varphi = 30^\circ$ на радиусе $r = 562$ мм. Кроме того, использовались датчики, установленные на роторе в области лобовых частей при сборке ротора.

Измерение ЭДС Холла и тока питания датчиков проводилось при помощи измерительно-вычислительного комплекса в составе ЭВМ СМ-4, многоканального коммутатора и цифрового вольтметра. Данная система позволила также фиксировать изменение напряжений на отдельных секциях сверхпроводниковой обмотки в процессе квенча.

В табл. 2 приводятся результаты расчета и измерения радиальной индукции в области лобовой части СПОВ при токе 1000 А. Датчик был установлен на расстоянии 10 мм от внутренней стороны катушки 1 в сечении "С" на радиусе 355 мм. На рис. 1 место установки датчика отмечено крестиком в кружке. Согласно данным табл. 2 расхождение измеренного и рассчитанного значений составляет 4,4 %.

На рис. 5 представлены расчетные и экспериментальные зависимости составляющих вектора магнитной индукции от координаты z при токе 1000 А. Приведенные результаты показывают, что наибольшее расхождение расчетных и экспериментальных данных составляет 7—9 %, что несколько выше, чем в случае измерения магнитного поля при комнатной температуре. Возможными причинами повышения погрешности измерений при испытаниях в криостате являются большая длина измерительных трасс и связанные с этим помехи; более низкая, по сравнению со случаем испытаний при комнатной температуре, точность установки датчиков.

Погрешность экспериментального исследования складывается из следующих составляющих: по-

Таблица 2

Результаты расчета и измерения радиальной индукции в области СПОВ при токе 100 А

Координаты			Измерение B_r , Т	Расчет B_r , Т	Расхождение ΔB_r , %
φ	r , мм	z , мм			
2,1°	355	1090	4,28	4,47	4,4

грешности тарировки датчиков — ε_T , погрешности измерения — $\varepsilon_{\text{и}}$ и погрешности установки датчика — ε_y .

Погрешность тарировки согласно паспортным данным $\varepsilon_T = 0,2\%$.

Погрешность измерения $\varepsilon_{\text{и}}$ определяется погрешностью прибора и погрешностью, вызванной помехами в измерительных цепях. При уровне

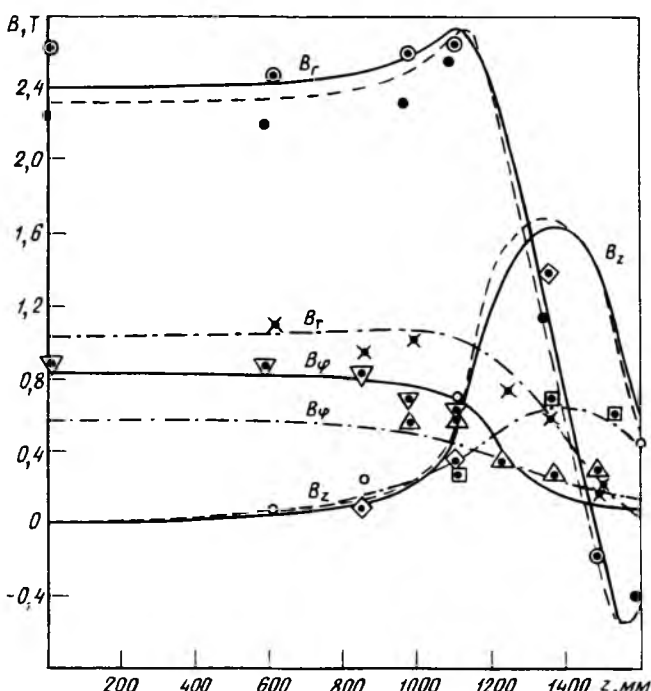


Рис. 5. Результаты расчета и измерения зависимостей составляющих вектора магнитной индукции от координаты z при испытаниях ротора в статическом криостате:

расчет: — — — — — $\varphi = 0^\circ$ и $r = 400$ мм; — — — — — 20° , 400 мм; - - - - - 30° , 562 мм
эксперимент: ● — B_r при $\varphi = 0^\circ$ и $r = 400$ мм; ○ — B_z при $\varphi = 0^\circ$ и $r = 400$ мм; ○ — B_r при $\varphi = 20^\circ$ и $r = 400$ мм; ▽ — B_φ при $\varphi = 20^\circ$ и $r = 400$ мм; ◇ — B_z при $\varphi = 20^\circ$ и $r = 400$ мм; × — B_r при $\varphi = 30^\circ$ и $r = 562$ мм; △ — B_φ при $\varphi = 30^\circ$ и $r = 562$ мм; □ — B_z при $\varphi = 30^\circ$ и $r = 562$ мм

сигнала порядка нескольких милливольт и выше погрешность цифрового вольтметра по паспортным данным не превышает долей процента и ею можно пренебречь. Влияние помех характеризует среднее квадратичное отклонение измеряемой величины σ . Использование измерительно-вычислительного комплекса при испытаниях ротора в статическом криостате позволило сделать многократные измерения сигнала каждого датчика. Некоторые значения среднего квадратичного отклонения σ в процентах от средней величины измеряемой индукции приведены в табл. 3. Из табл. 3 видно, что $\sigma/B_{\text{ср}}$ в

большинстве случаев составляет 3–5 %, поэтому принимаем $\varepsilon_{\text{и}} = 5\%$. Следует отметить, что в зоне максимальной индукции сигнал больше, поэтому погрешность измерения меньше.

Неточность установки датчиков по углу $\Delta\beta$ не превышает 2° . Погрешность, вызванная неточностью установки, зависит от углов $\Delta\beta$ и β (углом между вектором индукции и измеряемой составляющей индукции) и может быть оценена по фор-

Таблица 3

Среднее квадратичное отклонение измеряемой величины магнитной индукции

Координаты			Измеряемая составляющая индукции	Количество измерений	Среднее значение индукции при токе 1000 А $B_{\text{ср}}$, Т	Среднее квадратичное отклонение $\sigma/B_{\text{ср}}$, %
φ	r , мм	z , мм				
21°	355	1090	B_r	506	4,28	1,7
30°	562	608	B_r	525	1,10	1,3
		850		546	0,942	2,9
		985		564	1,0	2,5
		1234		581	0,739	3,3
		1350		599	0,581	2,7
		1480		512	0,172	3,1
		1484		599	0,216	4,7
30°	562	967	B_φ	515	0,557	3,2
		1100		472	0,545	4,6
		1214		599	0,340	2,8
		1350		556	0,274	4,8
		1464		602	0,297	4,4
30°	562	1100	B_z	584	0,259	5,1
		1350		588	0,685	1,6
		1518		599	0,608	2,9

$$\varepsilon_y = \Delta\beta \operatorname{tg} \beta = 0,35 \operatorname{tg} \beta, \quad (1)$$

где угол $\Delta\beta$ берется в радианах.

При $\beta = 60^\circ$ и $\Delta\beta = 2^\circ$ погрешность $\varepsilon_y = 6\%$.

Если предположить, что составляющие погрешности ε_T , ε_i и ε_y являются случайными величинами и подчиняются закону нормального распределения, то значение результирующей погрешности определяется по формуле

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_T^2 + \varepsilon_i^2 + \varepsilon_y^2} \quad (2)$$

и составляет приблизительно 6–8 %.

Полученная оценка погрешности измерений согласуется с результатами эксперимента, которые подтверждают достоверность проведенных расчетов исследований и позволяют использовать расчетную методику для определения максимальной индукции в области сверхпроводника, а также для предварительного выбора геометрических размеров обмотки возбуждения.

Список литературы

1. Main stages of manufacturing a 300 MW superconducting generator / B. I. Fomin, L. V. Kurilovich, G. M. Khutoretsky etc. // *Cryogenics*. 1987. Vol. 27. MAY. P. 243–248.
2. Моделирование на ЭВМ и анализ электромагнитных процессов при проектировании турбогенераторов с немагнитным ротором / Г. М. Хуторецкий, В. Д. Варшавский, Ю. П. Кизимович, И. А. Цукерман // *Электротехника*. 1987. № 10. С. 46–50.
3. Хуторецкий Г. М., Тюрин Ю. Г., Варшавский В. Д. Беззубцовый статор двухполюсного турбогенератора // *Электротехника*. 1987. № 7. С. 22–25.
4. Криогенные электрические машины / Под ред. Н. Н. Шереметьевского. М.: Энергоатомиздат, 1985.
5. Гринбаум И. Н., Леонов В. И. Исследование магнитного поля обмотки возбуждения модельного криотурбогенератора // *Электротехника*. 1987. № 9. С. 29–31.
6. Том Р., Тарр Дж. Магнитные системы МГД-генераторов и термоядерных установок. М.: Энергоатомиздат, 1985.
7. Кошурников Е. К. Расчет трехмерного магнитного поля криотурбогенератора методом вторичных источников // *Электрические машины. Сверхпроводниковые генераторы*. Л.: ВНИИЭлектромаш. 1979. С. 106–123.
8. Нахамкин А. М., Розенкоп В. Д., Рубинраут А. М. Электромагнитные расчеты криогенных машин на ЭВМ // *Электротехника*. 1978. № 6. С. 47–52.
9. Integral equation method for analysis of magnetic field and inductance of superconducting alternators / T. Nomura, S. Nakamura, M. Iwamoto etc. // *IEEE Trans. Magn.* 1988. Vol. 24. № 1. P. 520–522.
10. Измерения магнитных полей в криотурбогенераторах / Н. Н. Григорьев, И. Н. Гринбаум, А. И. Климовская, В. И. Леонов // *Измерительная техника*. 1987. № 12. С. 49–51.

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

УДК 621.314.1::621.382

ШИРОТНО-ИМПУЛЬСНЫЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ИНТЕГРИРУЮЩЕГО ТИПА

С. И. МАЛАФЕЕВ, канд. техн. наук,

В. С. МАМАЙ, инж

В быстродействующих электроприводах постоянного тока в настоящее время используются усилители мощности с широтно-импульсной модуляцией [1]. Для формирования импульсов управления силовыми ключами, как правило, применяются схемы, принцип действия которых основан на сравнении управляющего сигнала с опорным напряжением треугольной формы [1, 2]. Однако такие устройства имеют низкую помехоустойчивость [2]. Этот недостаток проявляется главным образом в приводах с коррекцией по производным от регулируемых координат и сигнала рассогласования. Повышение помехоустойчивости достигается обычно применением фильтров нижних частот на входе широтно-импульсного преобразователя (ШИП) в цепях обратных связей и увеличением зоны нечувствительности устройства. Эти мероприятия ухудшают динамические и статические характеристики системы электропривода. В связи с этим актуальна разработка новых схемных решений ШИП с высокими техническими характеристиками.

Рассматривается вариант ШИП, отличающийся высокой помехоустойчивостью и надежностью работы при малых управляющих сигналах. Принцип действия устройства основан на формировании сигналов управления ключами с помощью двухтактных устройств с интегрированием входного управляющего напряжения [3, 4].

Функциональная схема ШИП приведена на рис. 1, а временные диаграммы, поясняющие принцип его работы при положительном управляющем сигнале, показаны на рис. 2. Нагрузка 25 включена в диагональ моста, образованного силовыми ключами 21–24. Управление ключами осуществляется с помощью четырех последовательностей импульсов, действующих на выходах логических элементов 2И-2ИЛИ 14 и 17 и НЕ 19 и 20. Формирование импульсов происходит в двух каналах устройства. Первый канал образован коммутатором 4, формирователем импульсов сброса 6, интегратором 8, компаратором 10, D-триггером 12 и логическим элементом 2И-2ИЛИ 14. Второй

канал содержит коммутатор 5, формирователь импульсов сброса 7, интегратор 9, компаратор 11, D-триггер 13 и логический элемент 2И-2ИЛИ 17. Работа каждого канала происходит в два такта длительностью T , равной периоду следования импульсов генератора 2. Процессы в каналах аналогичны, но сдвинуты во времени на интервал T . Управление каналами осуществляется импульсами

u_3 и \bar{u}_3 с прямого и инверсного выходов T-триггера 3. Эти импульсы определяют состояния коммутаторов 4 и 5: при $u_3 = 0$, $\bar{u}_3 = U_e$ (U_e — напряжение, соответствующее уровню логической единицы) переключающий элемент коммутатора 4 находится в положении "а", а коммутатора 5 — в положении "б", а при $u_3 = U_e$, $\bar{u}_3 = 0$, наоборот, пере-

ключающие элементы коммутаторов 4 и 5 находятся в положениях соответственно "б" и "а". Таким образом, с помощью коммутаторов 4 и 5 к входам интеграторов 8 и 9 поочередно подключаются управляющее напряжение u и постоянное опорное

напряжение $-U_0$ или $+U_0$, которое формируется на выходе ключа с управляемым коэффициентом передачи 18. Знак напряжения u_{18} определяется состоянием логического элемента ИЛИ 16: при $u_{16} = 0$ напряжение $u_{18} = U_0$, а при $u_{16} = U_e$ сигнал $u_{18} = -U_0$. Состояние логического элемента ИЛИ 16 в свою очередь определяется выходными сигналами D-триггеров 12 и 13, которые устанавливаются в зависимости от выходных напряжений компараторов 10 и 11 в моменты времени, соответствующие положительным фронтам импульсных последовательностей u_3 и \bar{u}_3 , поступающих на С-входы D-триггеров 12 и 13.

Интеграторы 8 и 9 устанавливаются в начальное состояние $u_8 = 0$ и $u_9 = 0$ выходными импульсами формирователей 6 и 7 в моменты, соответствующие отрицательным фронтам импульсов u_3 и \bar{u}_3 . Поэтому в моменты действия тактовых импульсов u_2 выходное напряжение одного из интеграторов устанавливается в 0, а другого — имеет знак среднего за интервал T значения управляющего напряжения u . При

$u > 0$ выходное напряжение одного из интеграторов 8 или 9 в моменты, соответствующие тактовым импульсам u_2 , всегда положительно. Следовательно, в эти моменты один из D-триггеров 12 или 13 устанавливается в состояние, соответствующее действию на его выходе напряжения с уровнем логической единицы. Этот сигнал через элемент ИЛИ 16 поступает на вход ключа 18 с управляемым коэффициентом передачи и устанавливает его выходное напряжение равным $u_{18} = -U_0$. При $u < 0$ в моменты, соответствующие действию тактовых импульсов u_2 , напряжение на выходе

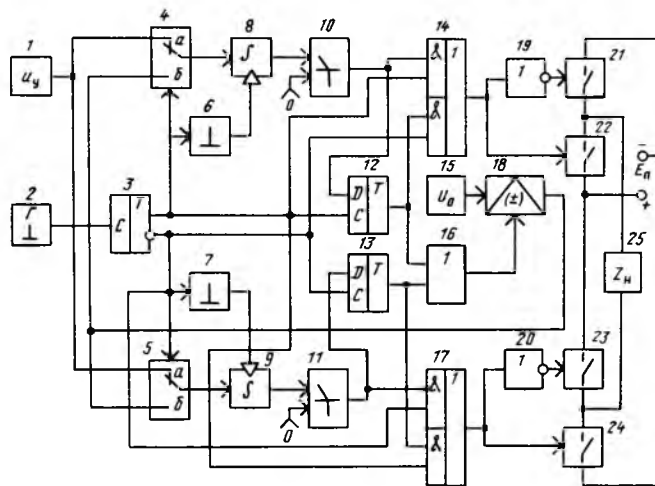


Рис. 1. Функциональная схема ШИП

одного из интеграторов отрицательное, а другого — равно 0. Следовательно, оба D-триггера 12 и 13 устанавливаются в состояние $u_{12} = 0$; $u_{13} = 0$, напряжение $u_{16} = 0$ и сигнал на выходе 18 $u_{18} = U_0$.

Установка знака опорного напряжения $u_{18} = \pm U_0$, управляющего реверсом ШИП в зависимости от интеграла от входного напряжения в моменты, соответствующие тактовым импульсам u_2 , обеспечивает повышенную помехоустойчивость

устройства. Из временных диаграмм на рис. 2 следует, что при изменениях знака управляющего напряжения в течение периода следования тактовых импульсов, выходные напряжения интеграторов также изменяют знаки, но это не приводит к сбоям ШИП.

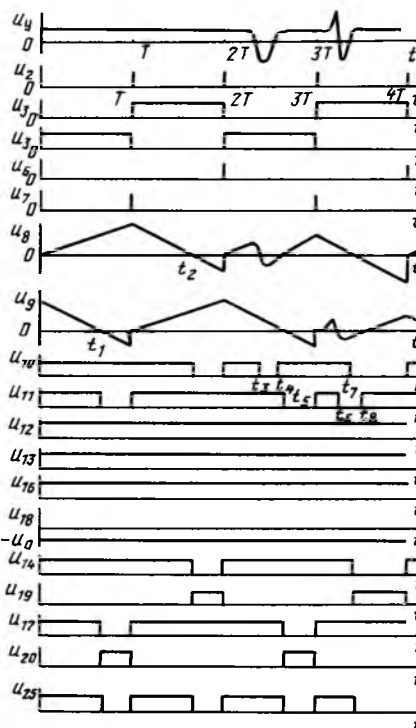


Рис. 2. Временные диаграммы работы ШИП

Формирование управляющих импульсов при положительном входном напряжении происходит следующим образом. В первом такте ($0 < t \leq T$) при $u_y = \text{const}$ выходные напряжения интеграторов 8 и 9 определяются выражениями:

$$u_8 = k_8 \int_0^t u_y dt = k_8 u_y t;$$

$$u_9 = u_9(0) - k_9 \int_0^t U_0 dt = u_9(0) - k_9 U_0 t,$$

где k_8, k_9 — коэффициенты передачи интеграторов 8 и 9; $u_9(0)$ — напряжение на выходе интегратора 9 при $t = 0$.

При $0 < t \leq T$ сигнал $u_8 > 0$, следовательно, напряжение на выходе компаратора 10 $u_{10} = U_e$.

Напряжение u_8 на выходе интегратора 8 при $t = t_1$ изменяет знак, что приводит к переключению компаратора 11 в состояние $u_{11} = 0$. В конце первого такта $t = T$ интегратор 9 устанавливается выходным импульсом формирователя 7 в начальное состояние $u_9(T) = 0$.

Во втором такте ($T < t \leq 2T$) выходные напряжения интеграторов 8 и 9 определяются выражениями соответственно

$$u_8(t) = k_8 u_y T - k_8 \int_T^t U_0 dt = k_8 u_y T - k_8 U_0(t - T);$$

$$u_9(t) = k_9 \int_T^t u_y dt = k_9 u_y(t - T).$$

(1)

В момент времени t_2 выходное напряжение интегратора 8 изменяет знак, что приводит к переключению компаратора 10 в состояние $u_{10} = 0$. Напряжение на выходе второго интегратора $u_9 > 0$, следовательно, $u_{11} = U_e$. При $t = 2T$ интегратор 8 устанавливается в начальное состояние $u_8(2T) = 0$. Далее процесс периодически повторяется.

Выходные сигналы компараторов 10 и 11 поступают на первые входы соответственно первого 14 и второго 17 логических элементов 2И-2ИЛИ, на вторых входах которых действуют сигналы u_3 и \bar{u}_3 с прямого и инверсного выходов T -триггера 3. Третьи входы элементов 2И-2ИЛИ 14 и 17 подключены к выходам соответственно первого и второго D -триггеров 12 и 13, а четвертые — к инверсному и прямому выходам T -триггера 3. В результате в первом такте выходные напряже-

ния элементов 2И-2ИЛИ равны:

$$u_{14} = U_e;$$

$$u_{17} = \begin{cases} U_e & \text{при } 0 < t \leq t_1; \\ 0 & \text{при } t_1 < t \leq T. \end{cases}$$

Во втором такте:

$$u_{14} = \begin{cases} U_e & \text{при } T < t \leq t_2; \\ 0 & \text{при } t_2 < t \leq 2T. \end{cases}$$

Импульсные последовательности u_{14} , u_{17} и

$u_{19} = \bar{u}_{14}$; $u_{20} = \bar{u}_{17}$ обеспечивают поочередное управление мостовым преобразователем, наиболее эффективное по энергетическому критерию [1].

При отрицательном входном напряжении изменяется полярность выходных сигналов интеграторов 8 и 9 и, следовательно, потенциалы на выходах компараторов 10 и 11, D -триггеров 12 и 13 и ключа 18. В результате изменятся последовательность коммутации ключей 21–24 и полярность напряжения на нагрузке.

Статическая характеристика устройства определяется из уравнения (1) подстановкой значения $t = t_2$ и решением его относительно длительности управляющего импульса $\tau = t_2 - T$ и имеет вид:

$$\tau = T \frac{u_y}{U_0}. \quad (2)$$

Из уравнения (2) следует, что статическая характеристика преобразователя линейная. Длительность τ выходных импульсов не зависит от изменения коэффициента передачи интеграторов 8 и 9. Погрешность преобразователя обусловлена изменениями периода T следования тактовых импульсов, опорного напряжения U_0 и дрейфом нуля Δe компараторов 10 и 11:

$$\delta\tau = \delta T - \delta U_0 + \frac{\Delta e}{u_y},$$

где $\delta\tau$ — относительная погрешность длительности выходных импульсов; δT — относительное значение девиации периода тактовых импульсов.

При использовании кварцевого генератора тактовых импульсов и прецизионных стабилизаторов в качестве источников опорного напряжения $\pm U_0$ значения $\delta T < 10^{-6} (^\circ\text{C})^{-1}$ и $\delta U_0 < 10^{-6} (^\circ\text{C})^{-1}$. Наибольшее влияние на погрешность устройства оказывает дрейф нуля компараторов. За счет этого фактора диапазон преобразования ограничен снизу по точности величиной

$$u_{y \min} = \frac{\gamma_T \Delta \theta}{(\delta\tau)_{\text{доп}}},$$

где γ_T — температурный коэффициент напряжения смещения, В/град; $\Delta\theta$ — температурный диапазон работы преобразователя; $(\delta\tau)_{\text{доп}}$ — допустимая погрешность.

Особенностью рассмотренного широтно-импульсного преобразователя является двухтактный режим работы. Модуляция длительности импульса в очередном такте осуществляется в зависимости от интеграла от управляющего напряжения за предыдущий период. Следовательно, в первом приближении передаточная функция преобразователя соответствует дискретному звену с чистым запаздыванием на один период. Таким образом, рассмотренное устройство по сравнению с классическими ШИМ1, ШИМ2 и интегральной ШИМ имеет меньшее быстродействие.

Экспериментальные исследования разработанного ШИП в электроприводах с двигателями типов СЛ-369М и ПБВ100 подтвердили его высокие технические характеристики. На рис. 3 приведены осциллограммы работы устройства при действии на входе гармонической помехи с амплитудой, превышающей напряжение полезного сигнала в 4,5 раза, и с частотой, равной утроенной частоте тактовых импульсов. Работа преобразователя при этом не нарушается, а девиация длительности импульсов не превышает величины

$$\Delta\tau = \frac{1}{\pi\alpha} \frac{U_m}{u_y} \tau,$$

где α — отношение частоты помехи к частоте тактовых импульсов; U_m — амплитуда помехи.

При увеличении частоты помехи чувствительность длительности управляющих импульсов к ней снижается.

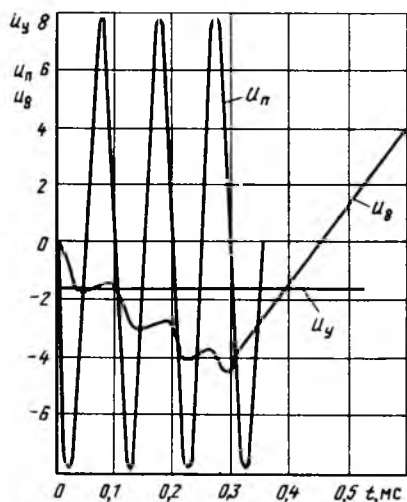


Рис. 3. Осциллограммы работы ШИП при действии помехи: u — управляющее напряжение; u_n — напряжение аддитивной помехи; u_{II} — напряжение на выходе интегратора

Таким образом, рассмотренный ШИП имеет высокую помехоустойчивость, линейную статическую характеристику, описываемую выражением (2), без зоны нечувствительности при малых сигналах и обеспечивает поочередное управление силовыми ключами без специальных логических формирователей.

Список литературы

1. Быстродействующие электроприводы постоянного тока с широтно-импульсными преобразователями / М. Е. Гольц, А. Б. Гузенко, В. М. Остреров и др. М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. Малафеев С. И., Мамай В. С. Помехоустойчивые устройства управления электромеханическими модулями ГПС // Тез. докл. к Всесоюз. научн.-техн. совещ. "Пути ускорения работ по автоматизации электротехнического производства на основе передовых технологических процессов и гибких переналаживаемых комплексов". Л.: 1988.
3. А. с. № 1413715 СССР. Широтно-импульсный преобразователь / С. И. Малафеев, В. С. Мамай // Открытия. Изобретения. 1988. № 28.
4. А. с. № 1718375 СССР. Широтно-импульсный модулятор для управления усилителем мощности / С. И. Малафеев, В. С. Мамай, А. М. Лихтциндер // Открытия. Изобретения. 1992. № 9.

Поступила 24.08.92

УДК 621.382.233.023.001.5

ЛОКАЛЬНОЕ ЭЛЕКТРОННОЕ ОБЛУЧЕНИЕ КАК МЕТОД ОПТИМИЗАЦИИ ИМПУЛЬСНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК МОЩНЫХ ТИРИСТОРОВ

С. С. АСИНА, канд. техн. наук, А. М. СУРМА, инж., В. П. ГОНЧАРЕНКО, канд. техн. наук, А. А. ИВАНОВ, инж.

Увеличение мощности переключателей тока, используемых в современных типах силовых электрофизических установок, стимулирует создание новых импульсных тиристоров, являющихся элементной базой таких переключателей и отличающихся повышенной коммутуруемой мощностью и другими импульсными характеристиками. В частности, такие тиристоры должны обладать высокой di/dt - и du/dt -стойкостью, малой энергией потерь при включении. Кроме того, к ним предъявляются требования к уменьшению времени выключения.

Для оптимизации сочетания указанных характеристик в конструкцию мощного импульсного

тиристора традиционно вводятся следующие элементы [1]:

разветвленный управляющий электрод (РУЭ), наличие которого позволяет, во-первых, получить достаточно большую площадь области первоначального включения (ОПВ) тиристора, во-вторых, включить всю активную площадь тиристора за малое время;

вспомогательный тиристор (ВТ), интегрированный в полупроводниковой структуре, осуществляющий функцию регенеративного усиления тока управления;

распределенная катодная шунтировка и крайняя шунтировка РУЭ, позволяющие получить малый температурный дрейф блокирующих характеристик, высокую du/dt -стойкость и малое время выключения. Использование крайней шунтировки, неравномерно распределенной по периметру РУЭ [2], позволяет также выравнять распределение времени задержки включения по периметру РУЭ.

Однако, при проектировании с использованием описанной концепции супермощных тиристорov, способных коммутировать импульсы тока амплитудой $n \times (10 \div 100)$ кА со скоростью нарастания на переднем фронте $n \times 10$ кА/мкс, возникают затруднения в обеспечении согласованной работы основного и вспомогательного тиристорov в процессе включения. Для надежной работы прибора описанной конструкции необходимо согласование функционирования структур основного тиристора (ОТ) и ВТ, т. е. при коммутации импульса тока ВТ должен включиться первым, обеспечить надежное и равномерное включение ОТ по всему периметру РУЭ и быстро отключиться так, чтобы потери энергии в ВТ были, по возможности, минимальны. С точки зрения минимизации потерь энергии в ОТ при одновременном обеспечении разумных схемных токов управления целесообразно увеличивать значение отношения периметров управляющих электродов ОТ и ВТ (l_{OT}/l_{BT}). Однако, при этом будет возрастать плотность энергии потерь в структуре ВТ, рассеиваемая в процессе включения, вследствие чего, а также из-за затрудненного теплоотвода от ВТ этот элемент конструкции является наиболее ненадежным, лимитирующим токовую нагрузочную способность в импульсных режимах и di/dt -стойкость, для многих типов тиристорov.

Традиционным методом снижения энергии потерь в ВТ является введение нескольких вспомогательных структур, последовательно включающихся при коммутации импульса тока. Однако, задача согласования работы структуры ВТ между собой и с ОТ в процессе включения при этом сильно осложняется. Кроме того, размещение дополнительных вспомогательных структур приводит к сокращению активной площади ОТ.

Существует, однако, и другая возможность согласования работы структур ВТ и ОТ при большом значении отношения l_{OT}/l_{BT} , заключающаяся

в вариации соотношений времени жизни носителей заряда в слаболегированных слоях ВТ и ОТ (τ_{BT} и τ_{OT}).

Представим эквивалентную схему интегрального тиристора, содержащего структуры ОТ и ВТ, в виде двух проводимостей (Y_{OT} и Y_{BT}), соответственно, вычисляемых, как отношение тока, протекающего через соответствующий элемент к напряжению. Если пренебречь падением напряжения на эмиттерном n^+p -переходе ОТ, то элементы эквивалентной схемы Y_{OT} и Y_{BT} можно считать соединенными параллельно. Тогда для любого момента времени t в течение процесса включения тиристора, мощность, рассеиваемую ВТ, можно представить, как

$$P_{BT}(t) = i^2(t) \frac{Y_{BT}(t)}{Y_{BT}(t) + Y_{OT}(t)},$$

где $i(t)$ — ток, протекающий через интегральный тиристор.

Снизить мощность P_{BT} можно, уменьшив отношение Y_{BT}/Y_{OT} (если $Y_{BT}/Y_{OT} < 1$) или увеличив Y_{BT}/Y_{OT} (если $Y_{BT}/Y_{OT} > 1$).

Значения Y_{OT} , Y_{BT} , в свою очередь, определяются, в основном, площадью областей ОТ и ВТ, находящихся в данный момент времени во включенном состоянии, а также пространственным распределением концентраций избыточных электронов и дырок в слаболегированных слоях структуры в пределах включенных областей.

При коммутации тиристором импульса тока, вследствие задержки включения ОТ относительно ВТ, значение Y_{BT}/Y_{OT} на начальном этапе включения будет больше единицы, однако при $l_{OT}/l_{BT} \gg 1$ длительность этого этапа мала, в основном переходный процесс протекает при $Y_{BT}/Y_{OT} < 1$.

Для снижения мощности P_{BT} в этом случае, при прочих равных условиях, надо уменьшить проводимость Y_{BT} . Этого можно достичь, уменьшив время жизни τ_{BT} в слаболегированных слоях ВТ, что приведет к относительному (по сравнению с обычной структурой) снижению концентрации избыточных носителей заряда в этих слоях при их накоплении в процессе включения. При этом необходимо заметить, что на начальных этапах включения ВТ изменения Y_{BT} при вариации τ_{BT} весьма слабы. Эта зависимость становится существенной лишь по прошествии времени с начала процесса включения, сравнимого с τ_{BT} , когда уже, как правило, выполняется условие $Y_{BT}/Y_{OT} < 1$.

Кроме того, нетрудно осуществить специальную защиту ВТ от перегрузки на начальном этапе включения тиристора (когда $Y_{BT}/Y_{OT} > 1$), путем включения в силовую цепь последовательно с тиристором насыщаемого дросселя [3].

Ток "накачки" ВТ и длительность периода "накачки" должны при этом выбираться такими,

чтобы обеспечить равномерное включение ОТ по всему периметру РУЭ, а также выполнить условие $Y_{BT}/Y_{OT} < 1$. В этом случае можно ожидать, что уменьшение отношения τ в слаболегированных слоях ВТ и ОТ (τ_{BT}/τ_{OT}) приведет к снижению отношения энергии потерь в этих элементах структуры при коммутации импульсов силового тока (E_{BT}/E_{OT}).

Объектом экспериментального исследования служили тиристорные структуры ТБ173-2000, периметр РУЭ в которых составлял примерно 40 см, периметр управляющего электрода ВТ примерно 1,5 см, значение τ_{BT} регулировалось локальным облучением области ВТ ускоренными электронами [1].

Определение мощности и энергии потерь при коммутации импульса тока проводилось путем регистрации зависимостей тока и напряжения в тиристорах от времени с последующим перемножением и численным интегрированием этих зависимостей. С целью раздельной фиксации токов ВТ и ОТ измерения проводились в схеме, приведенной на рис. 1. Тиристорные структуры T_1 и T_2 были идентичной конструкции и содержали каждая интегрированные на одной кремниевой пластине ОТ и ВТ, причем структура T_1 с закороченным управляющим электродом ОТ исполняла в эксперименте роль ВТ, структура T_2 с закороченным управляющим электродом ВТ — роль ОТ. Все соединения в схеме после узла А выполнялись таким образом, чтобы по возможности исключить возникновение паразитных индуктивностей. Значение сопротивления шунта в цепи T_1 также было выбрано достаточно малым ($1,55 \cdot 10^{-3}$ Ом). Адекватность полученного таким образом из структур T_1 и T_2 составного тиристора реальному интегральному проверялась путем регистрации разности потенциалов анодов T_1 и T_2 при пропускании составным тиристором импульса тока. Было установлено, что в течение первых 10–15 мкс после подачи импульса управления на T_1 упомянутая разность потенциалов составляет не более 10 % напряжения на тиристоре T_2 , что оправдывает применение подобной модели интегрального тиристора. Форма импульса тока, проходящего через составной тиристор, приблизительно соответствовала полуволне синусоиды, длительность импульса составляла 25 мкс, максимальное значение тока варьировалось от 5 до 25 кА.

Анализируя экспериментальные данные, будем рассматривать прежде всего начальный этап включения тиристора.

На рис. 2 приведены зависимости времени задержки включения ОТ (t_3^{OT}) и промежутка времени от начала протекания тока в структуре ОТ до выполнения условия $Y_{BT}/Y_{OT} = 1$ (Δt_Y^{OT}) от среднего тока "накачки" через структуру ВТ.

Из рис. 2 видно, что зависимость $t_3^{OT}(i_H)$ насы-

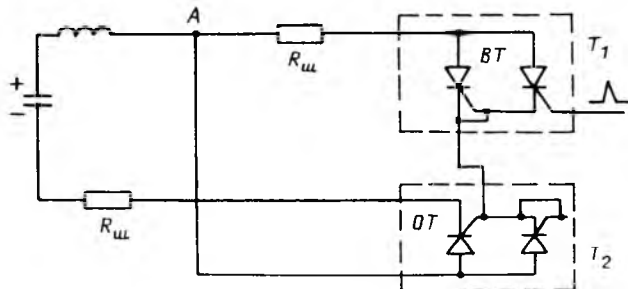


Рис. 1. Схема разрядного контура для измерения энергии потерь в тиристорах.

$R_{ш}$ — сопротивления шунтов; T_1 , T_2 — интегральные тиристоры идентичной конструкции, имитирующие работу ВТ и ОТ

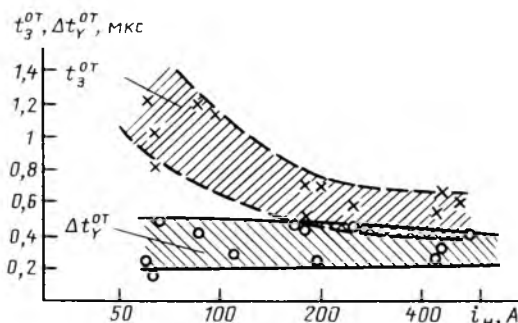


Рис. 2. Зависимости t_3^{OT} и Δt_Y^{OT} от среднего тока "накачки"

щается при $i_H \geq 200$ А, что определяет нижний предел тока "накачки". Зависимость Δt_Y^{OT} от i_H практически отсутствует.

При уменьшении τ_{BT}/τ_{OT} после того, как время жизни τ_{BT} становится сравнимым с временем ($t_3^{OT} + \Delta t_Y^{OT}$), наблюдается уменьшение Δt_Y^{OT} (рис. 3).

Таким образом, наличие на начальном этапе включения тиристора периода "накачки" длительностью $t_H \geq t_3^{OT} + \Delta t_Y^{OT} \approx 0,8 \div 1,2$ мкс, при среднем токе в течение этого периода $i_H \geq 200$ А, достаточно для защиты локально облученной электронами структуры ВТ от возможной перегрузки при включении.

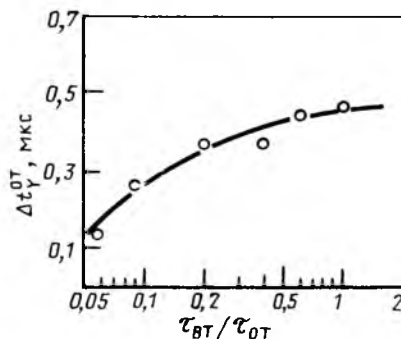


Рис. 3. Зависимость Δt_Y^{OT} от τ_{BT}/τ_{OT}

В этом случае при снижении τ_{BT}/τ_{OT} энергия потерь E_{BT} существенно уменьшается, а энергия потерь E_{OT} незначительно возрастает, что соответствует ожидаемым изменениям этих величин. Чтобы сопоставить значимость изменений энергии потерь ВТ и ОТ, целесообразно оценить влияние изменений этих величин при локальном облучении ВТ на максимальные локальные импульсные перегревы в областях ВТ и ОТ. Так как мощность потерь выделялась в структурах ВТ и ОТ в течение достаточно малого интервала времени, можно считать оправданным адиабатическое приближение, при котором локальные импульсные перегревы ОТ и ВТ будут пропорциональны плотности энергии потерь (E_{SOT}, E_{SBT}).

Проводим оценку E_{SOT}, E_{SBT} для областей первоначального включения (ОПВ) ВТ и ОТ, считая, что максимальные импульсные перегревы будут достигаться именно в этих участках. Оценка проводилась при следующих допущениях: ширина ОПВ считалась для структур ОТ и ВТ равной 40 мкм, скорость распространения включенного состояния — 100 мкм/мкс, что соответствует данным [4].

Зависимости E_{SOT} и E_{SBT} от дозы электронного облучения ВТ и от отношения τ_{OT}/τ_{BT} приведены на рис. 4, из которого видно, что в случае

отсутствия облучения области ВТ отношение E_{SBT}/E_{SOT} достигает значений 1,5–2,5, причем эта величина имеет тенденцию к увеличению при возрастании di/dt на переднем фронте импульса силового тока. Облучение ВТ позволяет снизить значение этого отношения до единицы и менее.

Таким образом, локальное электронное облучение области ВТ позволяет выравнивать плотности энергии потерь в ОТ и ВТ для конструкций тиристоров с одной ступенью регенерации тока при больших значениях отношения I_{OT}/I_{BT} ($I_{OT}/I_{BT} \approx 26$ для исследованных структур). Оптимальная доза локального облучения области ВТ, как видно из рис. 4, лежит для структур ТБ173-2000 в интервале $(2-3) \cdot 10^{14}$ см⁻², что соответствует значениям отношения $\tau_{BT}/\tau_{OT} = 0,15 \div 0,2$.

Список литературы

1. Асина С. С., Кузьмин В. Л., Сурма А. М. Быстродействующие диоды и тиристоры большой мощности // Электротехника. 1988. № 5. С. 7–10.
2. А. с. 710085 СССР. Силовой полупроводниковый прибор / С. С. Асина, А. Н. Думаневич, Ю. А. Евсеев // Открытия. Изобретения. 1980. № 2.
3. Тиристоры: Техн. справочник / Под ред. В. А. Лабунцова. М.: Энергия, 1971, с. 74.
4. Расчет силовых полупроводниковых приборов, М.: Энергия, 1980.

Поступила 30.03.94

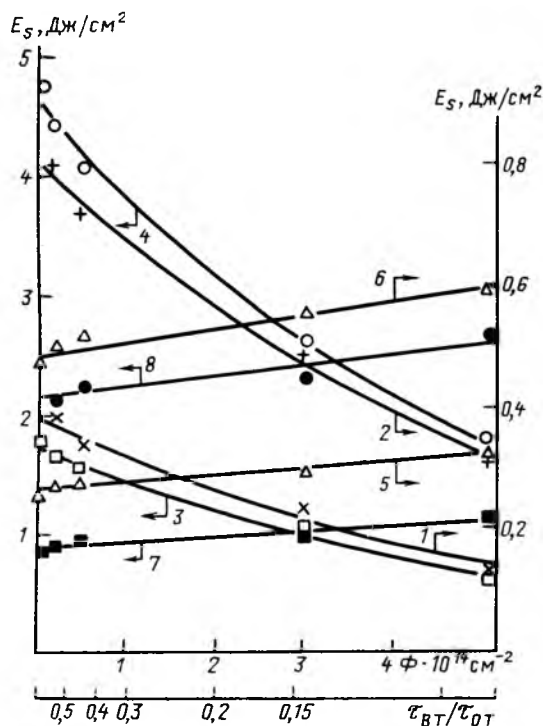


Рис. 4. Зависимость плотности энергии потерь E_{SBT} (1–4) и E_{SOT} (5–8) от дозы облучения ВТ и отношения τ_{OT}/τ_{BT} :
× — 1; + — 2; □ — 3; ○ — 4; △ — 5; ▲ — 6; ■ — 7; ● — 8

ЭЛЕКТРОПРИВОД

УДК 62-83.681.325.2.001.5

УТОЧНЕННАЯ МОДЕЛЬ ШАГОВОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

А. П. БАЛКОВОЙ, канд. техн. наук,
Т. Х. МУХАМЕТГАЛЕЕВ, С. Н. РЫЖОВ, инженеры

По экономическим соображениям шаговый электропривод часто является хорошей альтернативой традиционной сервосистеме с двигателем постоянного тока. Жизнеспособность шагового привода доказывается ростом спроса на него на рынке. Объемы продаж шаговых двигателей и устройств управления ими на рынке США [1], представлены на рис. 1. Однако широкое внедрение шагового привода тормозится отсутствием адекватной, современной, удобной его модели, поскольку предварительное программирование

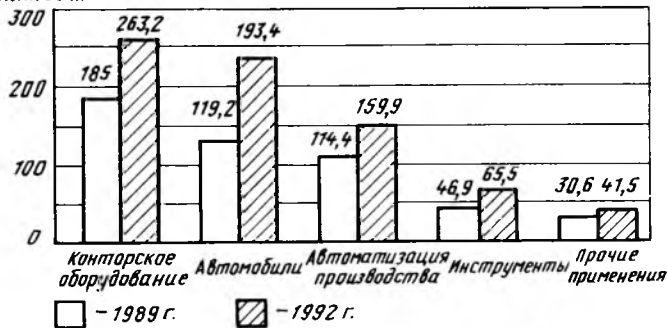


Рис. 1. Объемы продаж шаговых двигателей и устройств управления на рынке США (по областям применения): 1989 г. — общий объем продаж — 496,2 млн. долл.; 1992 г. — (прогноз) общий объем продаж 714,5 млн. долл.

движения шагового привода требует адекватного описания сложных физических процессов в системе управления и в электромеханическом преобразователе.

В научно-технической литературе (отечественной и зарубежной) описываются разнообразные модели электроприводов с гибридными шаговыми двигателями. Однако они не удовлетворяют современным требованиям по разным причинам: подробно рассматривая отдельные элементы привода, не учитывают их взаимосвязей; не учитывают структуру силовой части электропривода; прецизионное представление потокосцеплений и электромагнитного момента приводит к сложным аналитическим выражениям, которые трудно анализировать даже машинными методами [2]; не учитывается (в комплексе) влияние воздушной опоры (в линейном двигателе), гистерезиса, вихревых токов, трения и фиксирующего момента или эти факторы учитываются в уравнении движения совокупным коэффициентом вязкого трения, который прини-

мается обычно константой [3]. Реально же его функциональная зависимость от скорости более сложная.

Практика показывает, что неучет, например, вязкости от действия вихревых токов и гистерезиса может приводить к завышенному в 10 раз расчетному времени успокоения шагового двигателя при отработке одного шага по сравнению с реальным временем затухания колебаний.

В статье предлагается уточненная модель шагового привода, отвечающая приведенным требованиям и базирующаяся на известной исходной модели шагового привода с наиболее распространенными индукторными шаговыми двигателями с постоянными магнитами, или с гибридными ШД (по зарубежной классификации). В исходной модели учитываются лишь первые гармоники потокосцеплений, токов, электромагнитного момента и ЭДС, для чего устанавливаются следующие допущения: отсутствует насыщение магнитной цепи, собственная индуктивность обмоток постоянна, пространственное распределение потоков или НС синусоидально, сопротивления обмоток одинаковы; инвертор, питающий двигатель, не насыщен, фазы двигателя магнитно не связаны.

Таким образом, получается известная по [4, 5] система дифференциальных уравнений, по которой можно построить эквивалентную структуру, содержащую звенья, свойственные системам автоматического управления. На рис. 2 показана структура в натуральных физических величинах для двухфазного вращающегося ШД.

Связь между безразмерными и реальными величинами (для вращающихся ШД) устанавливается с помощью следующих базовых величин: $R_B = R$ — сопротивление фазы ШД; $I_B = I$ — номинальный ток фазы; $U_B = R_B I_B$ — напряжение ко-

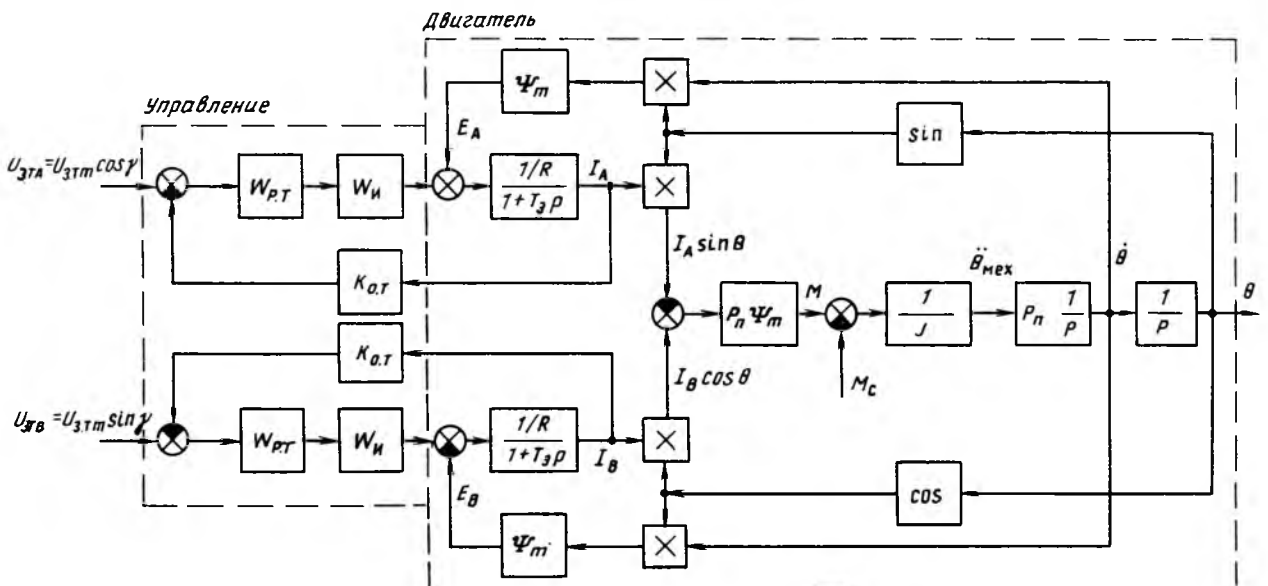


Рис. 2. Исходная модель вращающегося ШД с управлением от инвертора тока в физических величинах

роткого замыкания; $\psi_B = \psi_m$ — максимальное потокоцепление; $M_B = \frac{m}{2} p_n \psi_B I_B$ — максимальный момент двигателя в статике; для двухфазного ШД $m = 2$; p_n — число пар полюсов ШД; $T_B = \frac{1}{\Omega_0} = \sqrt{\frac{J}{p_n M_B}}$ — базис времени — величина, обратно

пропорциональная круговой частоте собственных колебаний ненагруженного привода, питаемого постоянным током, при малых отклонениях от устойчивого состояния; J — момент инерции подвижной части двигателя.

Прочие обозначения: E — фазная ЭДС; $W_{p,t}$ — передаточные функции регулятора тока и инвертора; k_i — коэффициент усиления инвертора;

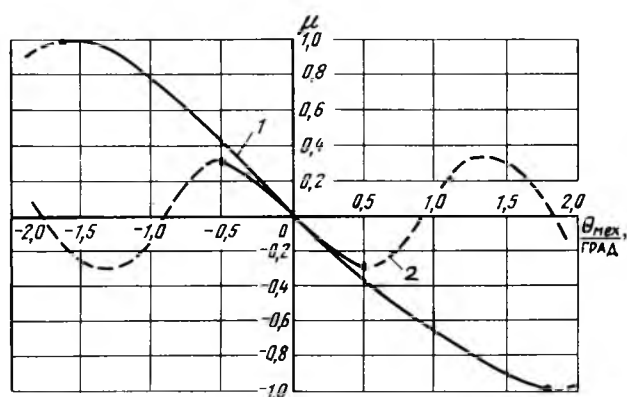


Рис. 3. Зависимость относительных статического синхронизирующего и фиксирующего моментов от угла поворота ротора ШД (шаг $1,8^\circ$): 1 — синхронизирующий момент ШД при $I_{\text{фаз}1} = I_{\text{ном}}$; $I_{\text{фаз}2} = 0$; 2 — фиксирующий момент: — — эксперимент; - - - экстраполяция

$k_{o,t}$ — коэффициент обратной связи по току; $T_\varphi = L/R$ — постоянная времени фазы; $U_{3,t}$ — напряжение задания тока; M_c — момент статической нагрузки; $\ddot{\theta}_{\text{мех}}$ — ускорение; $\dot{\theta}$ — электрическая скорость; θ — электрическая выходная координата ШД; p — оператор дифференцирования.

Безразмерные величины: $\tau = \Omega_0 t$ — относительное время; $\kappa = \Omega_0 (L/R)$ — относительная электрическая постоянная двигателя, измеренная в долях периода круговых колебаний ненагруженного ШД при малых нарушениях состояния устойчивого равновесия; $\tau_i = T_i \Omega_0$ — относительное значение постоянной времени инвертора T_i ;

$\delta = \Omega_0 (\psi_m / U_B)$ — относительная ЭДС движения при электрической скорости, численно равной круговой частоте; $k_{o,t*} = (k_{o,t} / R_B)$ — относительное значение коэффициента обратной связи по току; $W_{p,t*}$ — относительное значение передаточной функции регулятора тока; $\mu_c = (M_c / M_B)$ — относительный момент сопротивления нагрузки; $p_* = (p / \Omega_0)$ — безразмерный оператор дифференцирования; θ — относительное ускорение.

Для уточнения исходной модели необходимо учесть высшие гармоники электромагнитного момента, вихревые токи и гистерезисные явления в магнитопроводе.

В индукторном шаговом двигателе с постоянными магнитами значительно влияние четвертой гармоники момента (усилия), которая иногда называется фиксирующим моментом (усилием) двигателя. В двигателях разной конструкции эта составляющая момента (усилия) может быть 0,05–0,30 номинального момента (усилия) машины. Результаты этих измерений для двигателя

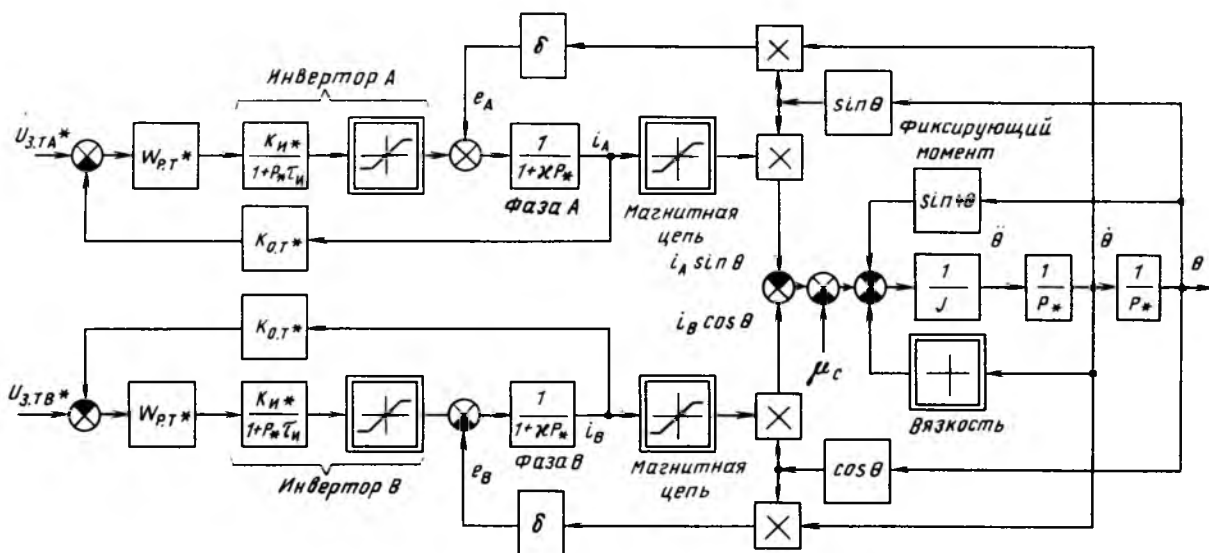


Рис. 4. Уточненная модель ШД в безразмерных величинах

ДШИ-200-2 представлены на рис. 3. Четвертую гармоническую составляющую следует учитывать введением дополнительной составляющей в нагрузочный момент (рис. 3, 4).

Изменяющееся магнитное поле в зазоре между статором и ротором создает вихревые токи в железе машины, независимо оттого возникло изменение поля в результате движения ротора или под действием управляющих токов статора. Действие вихревых токов проявляется в дополнительных потерях мощности и момента (усилия), а с точки зрения механического движения — в вязкости, преодолеваемой ротором (якорем).

Обычно учет вихревых токов осуществляется усложнением схемы замещения фазы двигателя [6] и чаще всего ведет к повышению порядка системы дифференциальных уравнений. Такой учет вихревых контуров эффективен при одновременном аналитическом описании ШИМ-колебаний в контуре тока, однако это значительно усложняет моделирование.

Для упрощения модели возможно ограничиться схемой замещения фазы двигателя, состоящей из последовательно соединенных индуктивности и сопротивления, а учет влияния вихревых токов и гистерезиса в двигателе осуществлять добавлением еще одной составляющей нагрузочного момента (усилия).

Количественная зависимость момента (усилия) сопротивления от скорости может определяться экспериментально по установившейся скорости ротора при движении под действием сцепленных через блок с валом двигателя падающих тел разной массы. При отсутствии ускорения в движущейся системе (когда ротор достигает постоянной установившейся скорости) момент вязкого трения равен моменту тяги падающего тела. При известной массе груза и размерах блока такой момент легко вычисляется. При этом двигатель необходимо подключить к ШИМ-инвертору, в котором присутствуют ШИМ-колебания токов, но отсутствуют основные гармоники тока, т. е. при нулевом задании тока. Аналогичные опыты проводятся для линейного двигателя. Если же линейный двигатель имеет воздушную опору, то результаты измерений, кроме того, будут интегрально учитывать и влияние воздушной опоры на динамику линейного двигателя. Аналитически же учесть влияние воздушной опоры чрезвычайно сложно.

На рис. 5 приведены результаты измерений по определению вязкости во вращающемся двигателе ДШИ-200-2.

Основная нелинейность электромеханического преобразователя — это нелинейность его магнитной цепи. Ее следует учитывать нелинейным звеном ток — момент (усилие), что и сделано в модели применительно к двухфазному ШД с несвязанными в магнитном отношении фазами, т. е. индукторному ШД с постоянными магнитами.

Вследствие ограниченности напряжения пита-

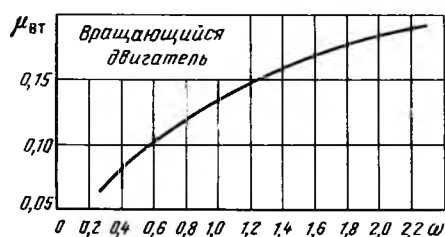


Рис. 5. Зависимость относительного момента вязкого трения от относительной скорости двигателя

ния инвертор в системе управления двигателем также является нелинейным звеном, имеющим область насыщения. Кроме того, ШИМ-сигнал вносит запаздывание в преобразование сигнала задания тока на величину, соответствующую периоду ШИМ-колебаний, что можно учитывать эквивалентным апериодическим звеном в контуре тока.

В итоге, уточненная модель шагового электропривода вместе с основными электромеханическими процессами учитывает:

- влияние вязкости от вихревых токов и гистерезиса в железе машины;
- влияние воздушной опоры (для линейных ШД);
- влияние четвертой гармонической составляющей фиксирующего момента (усилия) двигателя;
- нелинейность силового преобразователя;
- запаздывание в контуре тока при широтно-импульсной модуляции;
- нелинейность магнитных свойств машины.

Структура уточненной модели шагового электропривода приведена на рис. 4.

Расчет движения линейного и вращающегося ШД при отработке одного шага дает хорошую сходимость (5–10 %) с экспериментальными результатами по времени затухания колебаний, количеству максимумов в кривой затухающих колебаний (рис. 6).

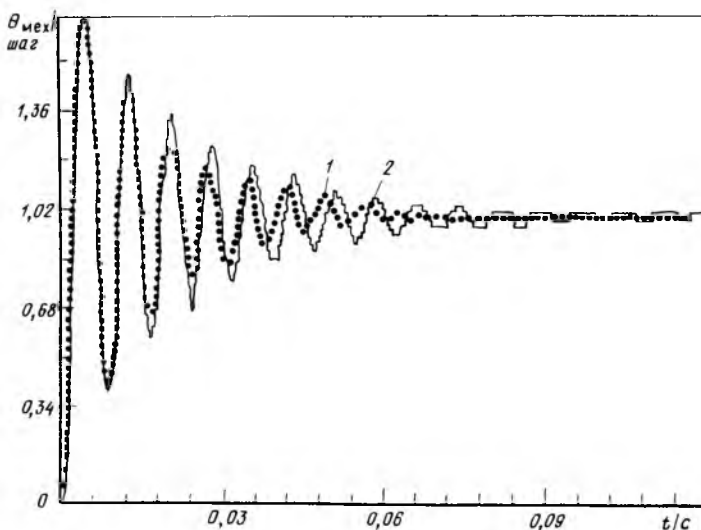


Рис. 6. Отработка двигателя ДШИ-200-2 одного шага:

1 — уточненная модель; 2 — эксперимент

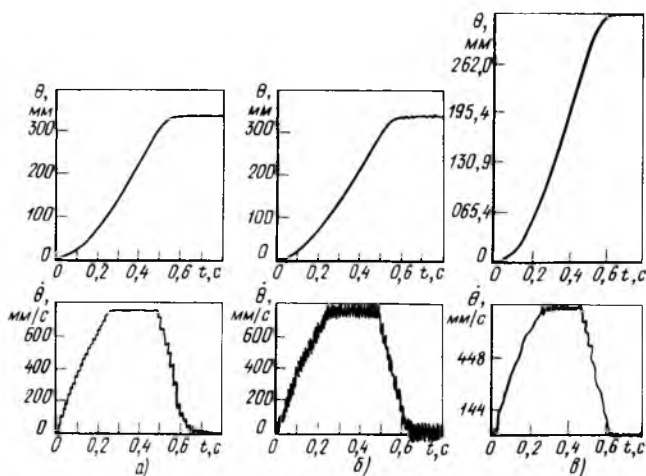


Рис. 7. Экспоненциальный разгон/торможение линейного шагового двигателя

Сравнение результатов расчетов по уточненной модели (рис. 7, а), исходной идеализированной модели (рис. 7, б) и эксперимента (рис. 7, в) при обработке линейным двигателем экспоненциальной

тахограммы в разомкнутом режиме управления показывает преимущество уточненной модели (рис. 4).

Список литературы

1. Baily S. J. Lessening the gap between incremental and continuous motion control // Control Engineering. 1987. February. P. 72—76.
2. Pickup I. E. D., Russel A. P. Nonlinear model for predicting setting time and pull-in rate in hybrid stepping motors // Proc. IEE. Vol. 126. № 4. P. 307—312.
3. Кенно Т. Шаговые двигатели и их микропроцессорные системы управления. М.: Энергоатомиздат, 1987.
4. Дискретный электропривод с шаговыми двигателями / Под ред. М. Г. Чиликина. М.: Энергия, 1971.
5. Ивоботенко В. А., Козаченко В. Ф. Шаговый электропривод в робототехнике / Под ред. Л. А. Садовского. М.: МЭИ, 1984.
6. Kiefaber D. K. Stepping motor thermal limiting speed torque curve // PCIM. 1988. April. P. 46—49.

Поступила 3.06.92

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Я. Л. ФИШЛЕР

(к 70-летию юбилею)

9 декабря 1992 г. исполнилось 70 лет со дня рождения и 45 лет трудовой научно-исследовательской деятельности главного конструктора завода "Уралэлектротяжмаш" по трансформаторам, кандидата технических наук, лауреата Государственной премии Якова Львовича Фишлера.

Я. Л. Фишлер после окончания с отличием Уральского политехнического института в 1948 г. начал работу инженером на заводе "Уралэлектротяжмаш". Большое трудолюбие и целеустремленность позволили Я. Л. Фишлеру за короткое время создать творческий коллектив единомышленников сначала конструкторского бюро, затем отдела, который он воз-



главил в 1952 г. С 1960 г. и по настоящее время он — Главный конструктор завода по трансформаторам. Наряду с проектными работами он уделял много времени становлению и совер-

шенствованию трансформаторного производства на заводе.

Большой заслугой Я. Л. Фишлера является решение специализировать завод по изготовлению трансформаторов и реакторов для преобразовательной техники. Он внес огромный творческий вклад в создание практически всех преобразовательных трансформаторов и реакторов, спроектированных и освоенных на заводе за последние четыре десятилетия, в повышение их надежности и качества до уровня мировых стандартов.

Под руководством и при непосредственном участии Я. Л. Фишлера созданы уникальные серии трансформаторного оборудования для преобразовательных установок Братского, Красноярского, Саяно-горского алюминиевых комбинатов, Волгоградского химического

комбината, Новолипецкого, Череповецкого металлургических заводов, заводов Индии, Румынии, железнодорожного и городского транспорта, систем возбуждения гидро- и турбогенераторов, а также для специальных электрофизических установок.

Значителен вклад Я. Л. Фишлера в разработку и освоение производства сухих преобразовательных и распределительных трансформаторов с новой оригинальной технологией "Монолит" ("Транстерм"). Надежная эксплуатация таких пожаробезопасных трансформаторов мощностью до 6300 кВ·А в течение уже двух десятилетий позволила заменить ими масляные и совтоловые трансформаторы.

Трансформаторы и реакторы, созданные коллективом, возглавляемым Яковом Львовичем, эксплуатируются в 40 зарубежных странах. В настоящее время поставляются специальные трансформаторы для

общеевропейского центра ядерных исследований "Церн" в Швейцарии, осваивается производство уникальных реакторов для сверхмощного суперколлайдера (ускорителя) исследовательской лаборатории в Далласе (США).

Благодаря неустанной творческой воспитательной работе Я. Л. Фишлера возникла научно-техническая Уральская школа трансформаторостроителей, в которую входят десятки кандидатов технических наук и грамотных инженеров, считающих Якова Львовича своим учителем и наставником.

Я. Л. Фишлер — автор более 60 изобретений, внедрение которых в уникальные преобразовательные трансформаторы дало большой экономический эффект. Им опубликовано более 70 печатных работ, в том числе две книги: "Преобразовательные трансформаторы" и "Трансформаторное оборудование для преобразовательных установок", которые часто используются

специалистами при проектировании и эксплуатации трансформаторов и реакторов.

Яковом Львовичем разработан ряд научных положений и технических решений, позволивших создать уникальные трансформаторы для мощных полупроводниковых агрегатов. За огромный творческий вклад в работу "Создание и широкое внедрение высокоэффективных систем электроснабжения электролиза алюминия на базе полупроводниковых выпрямительных агрегатов" в 1982 г. он удостоен звания лауреата Государственной премии.

За большие заслуги в работе Я. Л. Фишлер награжден орденом "Знак Почета", медалями, занесен в книгу Почета завода, ему присвоено звание "Почетный уралэлектротяжмашевец". Горячо поздравляем юбиляра и желаем ему крепкого здоровья, сохранения на долгие годы энергии и работоспособности.

ВНИМАНИЮ РУКОВОДИТЕЛЕЙ предприятий, объединений, НИИ и КБ, вузов

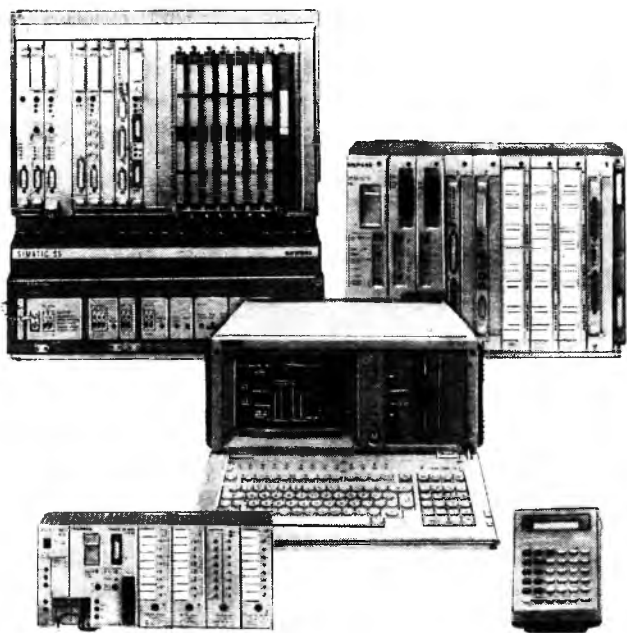
Редакция журнала "Электротехника"

ПРЕДЛАГАЕТ УСЛУГИ

по подготовке и выпуску на договорных условиях
специальных (тематических) номеров журнала "Электротехника"
по тематике и материалам (в том числе и рекламным) заказчика.

Справки по телефону:

254-11-52



Интересы фирмы "SIEMENS" в области автоматизации на Российском рынке представляет фирма "МОСМАТИК" — совместное предприятие акционерного общества "SIEMENS" и производственного объединения "МОСКВИЧ".

Целью деятельности Фирмы на Российском рынке является активное участие в программах модернизации и внедрения новейших средств автоматизации в промышленное производство. Автоматизация проводится на базе всемирно известного семейства программируемых контроллеров SIMATIC S5 фирмы "SIEMENS".

Решения задач автоматизации на базе программируемых контроллеров по своим производственно-экономическим показателям занимают ведущие позиции на мировом рынке АСУ ТП, а фирма "SIEMENS" как один из первых разработчиков данной концепции, занимает ведущие позиции как по спектру решаемых задач автоматизации, так и по эффективности капитальных вложений на их рынке.

Средняя стоимость аналогового входа/выхода с соответствующей функциональной обработкой и согласованием с входной и выходной периферией в зависимости от полного объема задачи автоматизации составляет от 7 до 55 немецких марок, а цифрового — от 4 до 40 немецких марок.

В качестве дополнительной услуги, предоставляемой заказчикам, фирма "МОСМАТИК" принимает к исполнению договоры, оплаченные рублями по курсу Московской межбанковской валютной биржи.

Ваш партнер
МОСМАТИК

MOSMATIC

Волгоградский пр. 42
109316 Москва

Телефон: 276-87-51

Факс: 276-87-61

Телекс: 41 13 33

МОСМАТИК

ПРЕДЛАГАЕМ КОМПЛЕКС УСЛУГ ПО
УНИВЕРСАЛЬНЫМ СИСТЕМАМ АВТОМАТИЗАЦИИ
СЕМЕЙСТВА SIMATIC S5 ФИРМЫ SIEMENS



SIMATIC S5

В комплекс услуг фирмы "МОСМАТИК" входит:

- Проектирование по техническому заданию заказчика и комплектная поставка систем управления на основе SIMATIC S5 под ключ.

- Сервисное обслуживание и поставка запасных частей

- Обучение по программе системных курсов по автоматизации фирмы "SIEMENS" с выдачей сертификата

- Консультации по любым вопросам по SIMATIC S5



Обладая большим техническим и производственным потенциалом, МНПО "Электrozавод" предлагает предприятиям энергетики, металлургии, химии, транспорта и других отраслей:

СИЛОВЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ с регулированием напряжения под нагрузкой общего назначения для электросетей напряжением 110 и 220 кВ.

ТРАНСФОРМАТОРЫ РЕГУЛИРОВОЧНЫЕ на напряжение 10, 35 и 150 кВ для регулирования под нагрузкой электросетей 110–550 кВ, включаемые последовательно с силовыми трансформаторами и автотрансформаторами.

ПЕЧНЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ однофазные и трехфазные на напряжения 0,5, 6, 10, 11, 35, 110, 150 и 220 кВ для питания индукционных, руднотермических, дуговых сталеплавильных печей, печей электрошлакового переплава, для выплавки корунда, цинковых концентратов, возгонки желтого фосфора, наплавления закиси никеля на аноды и др.

ТРАНСФОРМАТОРЫ на напряжения 6 и 10 кВ мощностью до 400 кВ·А для питания радиостанций; на напряжения 0,5–1 кВ мощностью до 125 кВ·А для питания тиристорных преобразователей для систем возбуждения турбо- и гидрогенераторов, для питания автомобильных стартеров.

ТРАНСФОРМАТОРЫ на 50 Гц мощностью до 1000 кВ·А и на 400 Гц мощностью до 100 кВ·А на напряжения 127, 220, 380, 440 и 660 В для распределительных систем подвижных транспортных средств, предназначенные для эксплуатации в условиях повышенных вибрационных и ударных нагрузок.

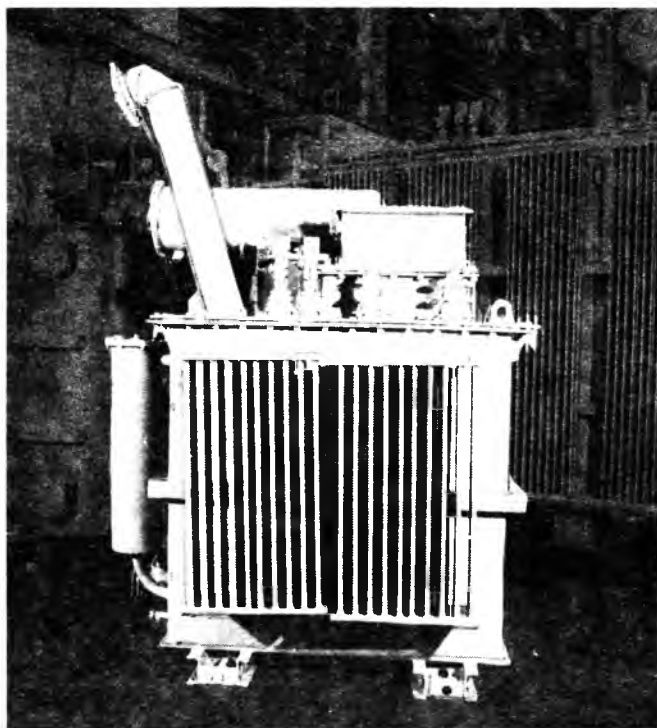
ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ НАПЯЖЕНИЯ на напряжения до 1150 кВ и трансформаторы для питания приборов и цепей защиты электросетей.

ТРАНСФОРМАТОРЫ И ДРОССЕЛИ для питания осветительных установок производственных помещений, в тепличных хозяйствах, а также для светосигнальных систем аэродромов (рассчитаны на эксплуатацию в грунте и бетонных колодцах), для сельскохозяйственных электроустановок.

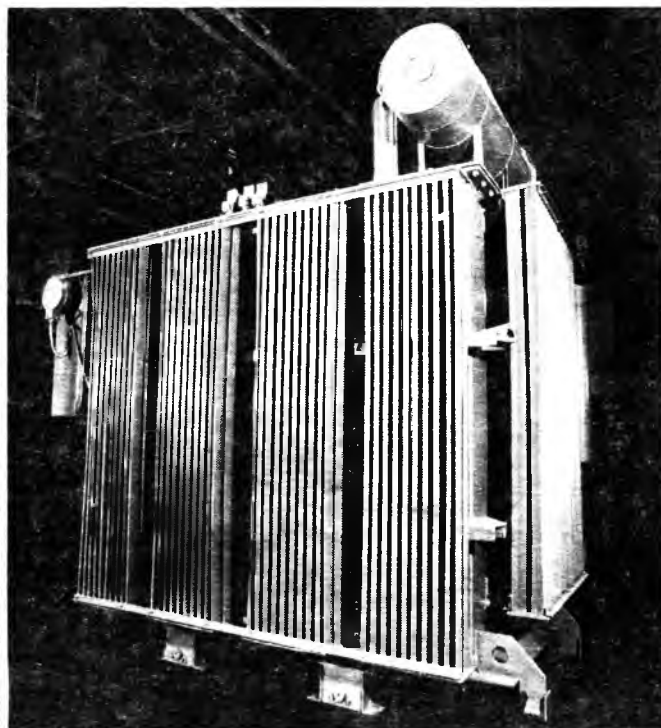
ТРАНСФОРМАТОРНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ для устройства сигнализации, блокировки и цепей управления на железнодорожном транспорте.

ТРАНСФОРМАТОРЫ МАЛОЙ МОЩНОСТИ (20–160 В·А) для различных целей.

АГРЕГАТЫ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНЫЕ с автоматическим переключением коэффициента трансформации для питания постоянным током высокого напряжения (50 кВ и 80 кВ) и автоматического регулирования режимов работы электрофильтров газоочистки.



Трансформатор ЭОМПИ-1000/10-УХЛ 4



Трансформатор ЭОМПИ-2000/10-УХЛ 4

РЕАКТОРЫ однофазные и трехфазные для электросетей переменного и постоянного тока:

- шунтирующие на напряжения до 1150 кВ;
- высоковольтные заградители для электросетей напряжением до 1150 кВ;
- фильтровые на напряжения до 220 кВ;
- токоограничивающие на напряжения до 110 кВ;
- сглаживающие, зарядные и заземляющие на напряжения до 35 кВ;
- компенсирующие на напряжения до 35 кВ с тиристорным регулированием мощности;
- модуляционные на напряжения до 15 кВ для систем электропитания радиотехнических устройств;

- симметрирующие на напряжения до 10 кВ.

ДЛЯ НУЖД НАСЕЛЕНИЯ МНПО "Электрозавод" производит и предлагает:

- электроутюги бытовые для сухого глажения;
- многоцелевые источники питания (для дуговой сварки, зарядки аккумуляторов, стартерного

запуска двигателей, питания электроинструмента и освещения);

- электроростеры;
- автотрансформаторы регулировочные 250 В·А на напряжение 220 В;
- электрозвонки для электросетей 24–220 В;
- твердотопливные печи для индивидуальных бань.

Объединение оказывает услуги по шеф-монтажу оборудования, инжинирингу, предоставляет "ноу-хау".

МНПО "Электрозавод"

105023, Москва
Электрозаводская ул., 21

Телефон: 962-17-74, 963-15-25

Телетайп: 111635 ТРАФО

Телекс: 411 589

ФАКС: (095) 963 9765

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ ИЗДЕЛИЯ ДЛЯ ВАС ЧЕРЕЗ РОССИЙСКУЮ ФИРМУ «СТАНКОСНАБ»

Российская фирма "СТАНКОСНАБ", созданная в 1966 году для обеспечения материально-техническими ресурсами предприятий станкостроительной отрасли СССР, и в настоящее время занимает ведущее место среди фирм, оказывающих широкий спектр услуг предприятиям всех форм собственности.

Нашими заказчиками являются предприятия станкостроительных отраслей России и других стран СНГ. К нам стекаются заявки на обеспечение предприятий всеми видами сырья, материалов и комплектующих изделий.

Значительный объем услуг нашим клиентам мы оказываем в области электротехнических материалов, комплектующих изделий и оборудования. В нашем портфеле заявки предприятий на обеспечение их электротехническими изделиями на многие миллионы рублей и тысячи долларов.

Мы предлагаем производителям изделий электротехники воспользоваться нашей информацией для расширения своего рынка продаж.

Мы поможем Вам не только продать Вашу продукцию, но и приобрести все виды металлообрабатывающего, кузнечно-прессового и деревообрабатывающего оборудования, режущий инструмент, абразивные материалы и многие другие изделия станкостроительного и инструментального производства.

Наш адрес: 129860, Москва, ул. Гиляровского, 65 (станция метро "Рижская")

Контактные телефоны: (095) 288-97-35 и 284-56-16

Факс: (095) 284-48-07

Всероссийская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru



ЭЛЕКТРОТЕХНИКА АЛЕКСАНДРИИ

Александрийское научно-производственное объединение "ЭТАЛ", расположенное в г. Александрия Кировоградской области Украины, является одним из крупнейших изготовителей изделий в стране.

Созданное в 1988 г. на базе Александрийского электротехнического завода, объединение представляет собой современное, высокотехнологичное промышленное предприятие с высоким уровнем промышленной культуры.

Наличие в составе объединения научно-технического центра с собственным опытным производством в лице Специального проектно-конструкторского бюро позволяет оперативно и на достаточно высоком техническом уровне осваивать новые изделия. Тесные деловые связи со многими ведущими научно-исследовательскими институтами страны дают возможность выпускать продукцию, учитывающую требования, предъявляемые потребителям как на внутреннем, так и на внешнем рынке. Продукция объединения широко используется машиностроительными предприятиями для комплектования оборудования, предназначенного для металлургической, металлообрабатывающей, химической, горнодобывающей, пищевой и других отраслей промышленности и хозяйства.

НПО "ЭТАЛ" предлагает гамму промышленных электроприводов:

комплектный многокоординатный широтно-импульсный электропривод постоянного тока ЭШИМ-1.

Применяется в станкостроении, робототехнике, системах автоматизированного производства. Обеспечивает высокую точность поддержания и широкий диапазон регулирования скорости при наличии большого числа защит;

комплектный многокоординатный электропривод постоянного тока ЭШИМ-2.

Применяется в качестве приводов подач металлорежущих станков, станков с ЧПУ, в промышленных роботах и манипуляторах, для которых требуется широкий диапазон регулирования и высокое быстродействие;

♦ электроприводы унифицированные трехфазные типа ЭТУ-2.

Предназначены для реверсивных и нереверсивных широкорегулируемых приводов с двухзонным и однозонным регулированием скорости, в том числе для механизмов главного движения станков с ЧПУ, печатных машин и других механизмов.

♦ Унифицированный комплектный вентильный электропривод типа ЭКРУ-1.

Электропривод обеспечивает управление двигателями переменного тока (синхронными) с моментами от 0,25 до 17 Н·м и выпускается в одно-, двух-, трех- и четырехкоординатном исполнении.

Предназначен для станкостроения робототехники и других отраслей промышленности;

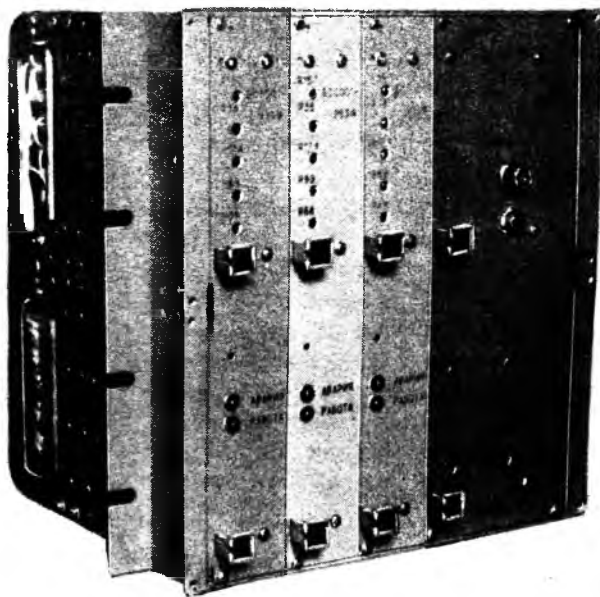


Рис. 1. Комплектный многокоординатный широтно-импульсный электропривод постоянного тока ЭШИМ-1



Рис. 2. Электроприводы управления манипуляторами МСЭ-160 типа ЭП МСЭ-160

◆ электроприводы управления манипуляторами МСЭ-160 типа ЭП МСЭ-160.

Предназначены для использования в перегрузочных манипуляторах типа МСЭ-160 с ручным управлением и других подобных механизмах.

◆ Электроприводы управления манипуляторами МПЭ-250 и МПЭ-400 типов ЭП МПЭ-250 и ЭП МПЭ-400.

Предназначены для использования в электрических перегрузочных манипуляторах типа МПЭ-

250 и МПЭ-400 с ручным управлением, применяемых при погрузочно-разгрузочных работах.

Наш адрес: Украина, 317900, Александрия
Кировоградской обл.,
ул. Заводская, 1.
Завод "ЭТАЛ".

Телетайп: "Комета" 282689.

Телефакс: 05235 2-41-06.

Телефон: 2-14-46, 2-42-63, 2-42-67.



НПО "Электропривод"

Москва 107078,
Садово-Спасская ул. № 1/2,
корп. 2

Телефон: 208 21 60

Телефакс: 208 26 23

Телетайп: 113339 "Дуга"

КОМПЛЕКТНОЕ ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ КИРПИЧНЫХ ЦЕХОВ И ЗАВОДОВ ЛЮБОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ

НПО "Электропривод" предлагает Вам изготовление и поставку комплектного электрооборудования для кирпичных цехов и заводов любой производительности.

Поставляемое электрооборудование включает изделия для управления технологическими механизмами приемных отделений песка и извести; помольных, массозаготовительных, прессовых, автоклавных отделений, входящих в состав цехов и кирпичных заводов, а также любые другие варианты, связанные с особенностями Вашей технологии.

Электрооборудование изготавливается в виде напольных и навесных шкафов, пультов, открытых щитов управления с высокой эксплуатационной готовностью, а также дополнительных электроизделий по Вашему заказу. Оно обеспечивает централизованное управление приводных электродвигателей, их защиту от токов перегрузок, защиту электрических цепей от токов короткого замыкания, звуковую и световую сигнализацию о состоянии механизмов и машин, аварийные отключения, а также могут выполнять другие функции, исходя из Ваших потребностей.

Цена комплектов электрооборудования наборная в зависимости от структуры заказа и сроков поставки.

Справки по телефону в Москве: 208-21-93, 208-21-95

либо по адресу: 107078, Москва, Садово-Спасская ул. д. 1/2, корп. 2.



СИЛОВЫЕ ПОЛУПРОВОДНИКОВЫЕ ПРИБОРЫ ДЛЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ

Опытный завод Всероссийского Электротехнического института, имеющий 30-летний опыт разработки и изготовления силовых полупроводниковых приборов, в настоящее время выпускает более 20 различных типов диодов и тиристоров на токи от 200 до 2000 А, напряжением от 400 до 2400 В, временем выключения от 25 до 250 мкс. Годовой объем производства превышает 50 тысяч штук.

На базе выпускаемых заводом СПП разработаны и освоены в производстве различные типы силовых блоков с воздушным и водяным охлаждением. Блоки применяются как для комплектации нового серийно выпускаемого оборудования, так и для модернизации находящегося в эксплуатации.

Силовые блоки серий БСВ и БСЕ предназначены для применения в бесконтактных коммутирующих и регулирующих аппаратах, выпрямителях управляемых и неуправляемых, инверторах, модуляторах, ограничителях пиковых напряжений.

В зависимости от применяемых в них типов, классах и групп полупроводниковых приборов блоки могут использоваться в схемах, работающих на частотах от 50 до 22000 Гц с действующим значением напряжения до 1200 В и действующими значениями токов до 1200 А.

Блоки имеют моноблочное исполнение и базируются на применении современных таблеточных быстродействующих и общепромышленных диодов, тиристоров и ограничителей напряжения с диаметром структуры от 24 до 80 мм и специальных охладителей.

На основе силовых блоков могут компоноваться практически любые устройства силовой электроники с учетом предельных параметров указанных выше.

Опытный завод ВЭИ имеет возможность поставить в 1993 году свою продукцию по прямым договорам или гарантийным письмам.

По требованиям заказчика выполняются разработки по индивидуальным заказам, включая блоки управления, контроля и сигнализации.

Опытный завод В Э И

Н а ш а д р е с :

Москва 111250,
Красноказарменная, 12

тел. (095) 273-23-60
факс. 361-96-21



АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО "МОСЭЛЕКТРОМАШ"

Асинхронные электродвигатели общепромышленного и взрывозащищенного исполнения

Акционерное общество (АО) "МОСЭЛЕКТРОМАШ" является традиционным производителем и поставщиком асинхронных электродвигателей мощностью до 1 кВт.

В номенклатуре выпускаемой продукции предприятия

— трехфазные асинхронные электродвигатели для различных отраслей промышленности

— однофазные асинхронные электродвигатели для товаров народного потребления (используются в деревообрабатывающих станках, насосах, компрессорах, мельницах, газонокосилках, измельчителях и др.)

— взрывозащищенные электродвигатели, применяемые в условиях специальных сред.

Сегодня АО "Мосэлектромаш" — фирменное предприятие, в котором создано специальное инженерное подразделение для разработки, проектирования и изготовления образцов изделий, что позволяет гибко менять номенклатуру продукции под потребности современного рынка электродвигателей.

Так, в 1992 году освоено производство электродвигателей АИС56 и АИС71 взамен электродвигателей АИР50 и АИР63, выпускаемых ранее в Закавказье.

С 1993 г. начинается выпуск электродвигателей АИС80, которые заменяют электродвигатели АИР71, выпускаемые на Украине. В 1992 г. освоено производство взрывозащищенных электродвигателей АИМА63, а с 1993 г. начинается производство электродвигателей АИМА71.

На базе электродвигателей промышленного применения выпускаются их различные модификации: однофазные, двухскоростные, на частоту 60 Гц, для обдува трансформаторов и др.

Основная номенклатура электродвигателей АО "Мосэлектромаш" приведена в таблице.

АО "Мосэлектромаш" обеспечит работу электродвигателей по прямым договорам, а также приглашает к сотрудничеству отечественные предприятия и зарубежные фирмы, заинтересованные в изготовлении и реализации товаров народного потребления.

Тип двигателя	Мощность, кВт	Частота вращения (синхр), об/мин
Асинхронные трехфазные серий АИР56, АИС63 220/380 В, IP44	0,18	3000
	0,25	3000
	0,12	1500
	0,18	1500
Асинхронные однофазные серии АИРШ56 220 В, IP44	0,09	3000
	0,12	3000
	0,06	1500
	0,09	1500
Асинхронные однофазные типа АЛУ71А2У2, 220 В, IP23	0,75	3000
Асинхронные трехфазные серии АИС71 220/380 В, IP44 (взамен АИР63, 4ААМ63)	0,37	3000
	0,55	3000
	0,25	1500
	0,37	1500
Асинхронные трехфазные серии АИС56 220/380 В, IP44 (взамен 4ААМ50, АИР50)	0,09	3000
	0,12	3000
	0,06	1500
	0,09	1500
Асинхронные трехфазные типа АИМА63	0,37	3000
	0,55	3000
	0,25	1500
	0,37; 0,450	1500

АО "Мосэлектромаш"

Лобня-4, 141730,
Московской обл.

Телефон: 5784047,
5784049.

Факс: 5785986.

Телетайп: 570635

Орбита.

Телекс: 911673

ОРВИТ.



НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ИНСТИТУТ РАДИОКОМПОНЕНТОВ

НОВЕЙШИЕ ТЕХНОЛОГИИ НАНЕСЕНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТОНКОПЛЕНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

НИИ Радиоконтактентов (НИИРК) — ведущий институт в стране по разработке радиоконтактентов для радиоэлектронной аппаратуры. По конструкторской и технологической документации, разработанной НИИРК, серийные заводы выпускают широкий ассортимент изделий, в который входят компоненты для применения в малогабаритной бытовой и измерительной аппаратуре, промышленных системах управления, устройствах связи, высоконадежных военных и космических системах.

Обладая большим опытом в изготовлении радиоконтактентов и материалов для них, НИИРК имеет большой научный и экспериментальный задел в области материалов и технологических процессов и предлагает для промышленного освоения:

Технология нанесения покрытий драгоценными (золотом, серебром) и цветными (никель, олово, висмут) металлами с использованием методов нестационарного электролиза.

Предлагаемая установка (при собственном весе всего 60 кг) позволяет получать многослойные покрытия с различными функциональными свойствами каждого слоя в одной гальванической ванне при автоматическом контроле течения технологического процесса. При этом достигается значительная экономия драгоценных и цветных металлов.

Высокопроизводительный процесс нанесения покрытий сплавами олова, позволяющий заменить серебряные покрытия. Покрытия обладают декоративным внешним видом, повышенной износостойкостью при многократном использовании,

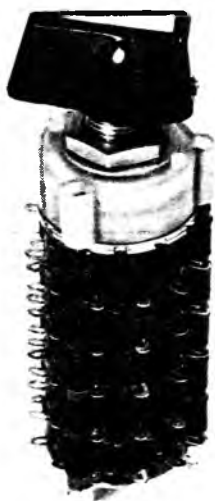


Рис. 1. Переключатель поворотный ПГ-39



Рис. 2. Переключатель движковый ПД-27



Рис. 3. Переключатель движковый ПД-17



Рис. 4. Переключатель движковый ПД-19-3

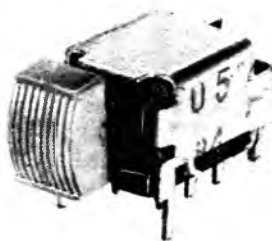


Рис. 5. Переключатель движковый ПД 19-2

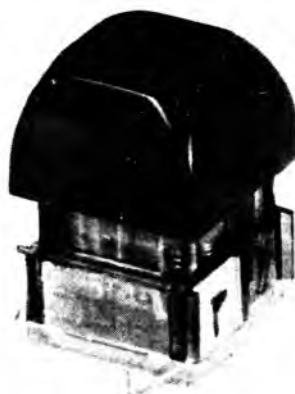


Рис. 6. Переключатель кнопочный



Рис. 7. Переключатель движковый ПД 11-6



Рис. 8. Переключатель кнопочный ПКн 131, 133



Рис. 9. Переключатель кнопочный ПКн 105-6

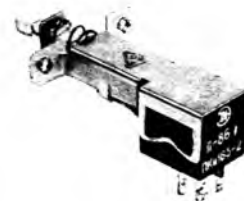


Рис. 10. Переключатель кнопочный ПКн 163-2

устойчивостью к температурным воздействиям при запрессовке в пластмассу.

Технология тонкого химического золочения. Применяется для предварительного золочения деталей из меди, никеля, серебра и их сплавов; в качестве самостоятельного функционального или декоративного покрытия в ювелирном деле, радио и электронной технике и приборостроении. Использование нашей технологии позволяет сократить расход золота по сравнению с традиционными методами в 20 раз при увеличении износостойкости покрытия в 5–10 раз.

Технологический процесс нанесения токопроводящих проводников на нефольгированные гибкие

подложки методом трафаретной печати с применением каталитической эмали и последующим химическим меднением рисунка схемы.

НИИРК продаст Вам конструкторскую документацию и окажет содействие в освоении серийного выпуска продукции. Кроме того, мы можем предложить техническую документацию на коммутационные устройства различных классов; установочные изделия; трансформаторы и дроссели; вторичные источники питания; товары народного потребления и окажем содействие в приобретении партий этих изделий.

Контактный телефон: 923-22-85.

КОМПЛЕКТНЫЕ МОДУЛЬНЫЕ СИСТЕМЫ ЦИФРОВЫХ СЛЕДЯЩИХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ

Только оптимально настроенный комплект из серводвигателя и преобразователя может выполнять требования, предъявляемые к современным промышленным установкам. Высокая готовность к использованию установки требует, чтобы — кроме высокой надежности и отсутствия технического обслуживания — электропривод автоматически проводил оптимальную настройку статических и динамических параметров с учетом характеристик управляемого оборудования, а также, чтобы отсутствовал сложный поиск неисправностей и ремонт на установке.

Всем этим требованиям удовлетворяют приводы **СКБ "СПУРТ"**.

Преимуществами системы цифровых следящих электроприводов являются:

- максимальное использование системы за счет высокой надежности, мощной диагностики и замены модулей без настройки;

- превосходные характеристики слежения без настройки при вводе в эксплуатацию или с помощью автоматической настройки в результате использования программного обеспечения;

- простой надежный монтаж и замена за счет удобного исполнения модулей и стандартных соединительных элементов;

СКБ "СПУРТ" предлагает также:

- Мощные транзисторные модули, созданные на базе биполярных транзисторных кристаллов — применяются в мощной силовой электронике;

- Программируемый контроллер micro PLC. Предназначен для решения простых и средней сложности задач управления (128 входов/выходов);

- Комплектную систему ЧПУ "Электроника MC 2107" для управления многокоординатными станками типа "обрабатывающий центр";

- Комплектный датчик круговых перемещений ДК-50. Предназначен для встройки в синхронные двигатели подачи;

- Датчики круговых перемещений типов ДКН, ДКУ предназначены для точного измерения угловых перемещений поворотных узлов станков;

- Комплектный датчик линейных перемещений. Предназначен для использования в системах автоматического регулирования по положению исполнительного механизма станка.

Разработки **СКБ "СПУРТ"** — это самый высокий технический уровень.

Н а ш а д р е с: 103489, Москва, а/я № 6
СКБ "СПУРТ"
тел. (095) 535-75-66

ВНИПТИЭМ ПРЕДЛАГАЕТ НОВЕЙШУЮ ИНФОРМАЦИЮ ПО АСИНХРОННЫМ ДВИГАТЕЛЯМ!

Заказав у нас предлагаемые материалы, Вы станете обладателями самой последней информации о типах, основных параметрах и размерах выпускаемых, подлежащих освоению или снятию с производства асинхронных двигателей мощностью от 0,025 до 400 кВт, а также (впервые!) о заводах-изготовителях.

В этом Вам поможет справочник "Двигатели асинхронные мощностью от 0,025 до 400 кВт. Типаж" (издание 2-е переработанное и дополненное, 198 стр.).

Ценная информация о зарубежных электроприводах, их особенностях, сравнительные характеристики по отношению к отечественным приводам, возможность их использования в отечественных установках и т. п. содержится в информационном материале "Определение соответствия отечественных асинхронных двигателей мощностью от 0,025 до 400 кВт общего назначения требованиям международных и национальных стандартов (США, ФРГ, Япония)" ВАКИ 520.075.931,1991.

Разработчикам, изготовителям и потребителям асинхронных электродвигателей будет полезен информационный материал "Машины электрические асинхронные мощностью свыше 1 до 400 кВт включительно, напряжением до 1000 В. Двигатели. Условные обозначения" РД16628-92. Ознакомившись с ним, Вы сможете по наименованиям технических условий и паспортным табличкам определять назначение и конструктивные особенности асинхронных двигателей.

Документы высылаются наложенным платежом.

Заявки можно направлять по адресу:

600009, г. Владимир, ул. Усти-на-Лабе, 35, ВНИПТИЭМ.

Телефон 77-808

77-555



**ТОЛЬКО НАШИ КЛИЕНТЫ ВЫДЕРЖАТ
ЛЮБОЕ ПОВЫШЕНИЕ ЦЕН
НА НЕФТЕПРОДУКТЫ!**

Государственное научно-производственное предприятие

"К О Н В Е Р С И Я"

предлагает Вам:

■ **Уникальные установки по очистке светлых нефтепродуктов и растворителей для повторного их использования в производстве, а также для получения технических спиртов.** Производительность 30–100 т/год. Изготовление "под ключ" 6–8 месяцев. Гарантия 1,5 года. Вы окупите установку за полгода и получите прибыль 3–10 млн. руб. в год.

■ **Установку очистки вентиляционных выбросов лакокрасочных цехов и возврата дорогих дефицитных органических растворителей в производство для повторного их использования.** Производительность по воздуху 3600–12000 м³/ч и выше.

■ **Установку — суперочиститель сильно загрязненных негладких поверхностей, в которой оригинально решена проблема борьбы с чугуной (металлической), цементной, деревообрабатывающей и другой пылью.**

На нашу экологическую продукцию устанавливаются льготы при налогообложении (ст. 7 Закона РФ о налоге на прибыль).

**НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ НА ВАШЕМ ПРЕДПРИЯТИИ –
ГАРАНТИЯ ЕГО ПРОЦВЕТАНИЯ!**

По вопросу заключения договора обращайтесь письменно:

109072, Москва, Софийская наб., 24, к. 3, ГНПП "Конверсия".

Телефоны: 231-37-06, 231-37-25, 231-18-53.

Коммутационно-измерительный комплекс для подключения управляемых шунтирующих реакторов. Г. Н. Александров, Г. С. Каплан, Е. Н. Тонконогов. – Электротехника, 1993, № 2, с. 4

Обоснованы и разработаны технические требования к комплексу для подключения управляемых шунтирующих реакторов на напряжения 500 и 1150 кВ. Проведен выбор числа дугогасительных разрывов элегазового выключателя нагрузки. Определены кратности перенапряжений из-за среза тока и повторного зажигания дуги в выключателе. Даны рекомендации по ограничению перенапряжений при отключении реактора.

Ил. 10. Табл. 6. Библ. 7 назв.

УДК 621.318.43.001.5

Schalt- und Messkombination für Anschluss von gesteuerten Reaktanzspulen. G. N. Alexandrow, G. S. Kaplan, E. N. Tonkonogow. – Elektrotechnika, 1993. N. 2. S. 4

Es werden technische Bedingungen für die Schalt- und Messkombination für Anschluss von gesteuerten Reaktanzspulen mit Spannungen von 500 kV und 1150 kV begründet und ausgearbeitet. Es wird die Wahl der Anzahl von Lichtbogenunterbrechungen des SF₆-isolierten Lastschalters gewählt. Es werden Überspannungsverhältnisse infolge des Stromschnittes und der Lichtbogenwiederzündung bestimmt und Überspannungsbegrenzungsverfahren beim Reaktanzspulenausschalten empfohlen.

Fig. 10. Tabl. 6. Bibl. 7.

УДК 621.314.222.6.001.5

Исследование разброса потерь короткого замыкания силовых трансформаторов. В. В. Гурин. – Электротехника, 1993, № 2, с. 12

Проанализирован с использованием статистических методов разброс потерь КЗ в двадцати четырех блочных трансформаторах ОРЦ-417000/750 (коэффициент вариации 4,9 %). Предложены направления дальнейших исследований разброса потерь КЗ в силовых трансформаторах.

Ил. 2. Табл. 4. Библ. 9 назв.

УДК 621.314.222.6.001.5

Untersuchung von Kurzschlussverluststreuung der Leistungstransformatoren. W. W. Gurin. – Elektrotechnika. 1992. N. 2, S. 12

Es wird mit Hilfe der statischen Methoden die Kurzschlussverluststreuung in 24 Blocktransformatoren OP-417000/750 (Variationsfaktor 4,9 %) analysiert. Es werden Wege der weiteren Untersuchungen der Kurzschlussverluststreuung in den Leistungstransformatoren vorgeschlagen.

Fig. 2. Tabl. 4. Bibl. 9.

Газохроматографическое определение фурфурола в трансформаторном масле для диагностики трансформаторов. В. Г. Аракелян. – Электротехника, 1993, № 2, с. 17

Описан разработанный способ анализа фурфурола в трансформаторном масле для диагностики состояния твердой изоляции трансформаторного оборудования посредством анализа водной вытяжки в газожидкостном варианте с использованием пламенно-ионизационного детектора.

Ил. 1. Библ. 6 назв.

УДК 621.3.048.81.001.5

Gaschromatografische Bestimmung des Furfurals im Transformatoröl für Transformatorendiagnose. W. G. Arakeljan. – Elektrotechnika. 1993. N. 2. S. 17

Es wird entwickeltes Verfahren der Furfuralanalyse im Transformatorenöl für Diagnose des Zustandes der Hartstoffisolation der Transformatoren mit Hilfe der Wasserauszuganalyse bei der Gasflüssigkeitsvariante mit Verwendung des Flammenionisationsdetektors beschrieben.

Fig. 1. Bibl. 6.

УДК 537.521.6:621.311.025

О влиянии размеров подножника на электрическую прочность опорных изоляционных конструкций аппаратов сверхвысокого напряжения при импульсах коммутационных перенапряжений. А. И. Афанасьев. – Электротехника, 1993, № 2, с. 19

Показано, что установка опорной изоляции аппарата на высокий подножник повышает электрическую прочность и ослабляет зависимости разрядных характеристик изоляционной конструкции от длительности фронта прикладываемых импульсов. Приводятся рекомендации по целесообразному выбору размеров подножников электрических аппаратов.

Ил. 10. Библ. 11 назв.

УДК 537.521.6:621.311.025

Über den Einfluss der Fundamentabmessungen auf die elektrische Festigkeit der Isolationsabstützung der Höchstspannungsgeräte bei Schaltstößen. A. J. Afanassjew. – Elektrotechnika, 1993. N. 2, S. 19

Es wird gezeigt, dass die Aufstellung der Geräteisolationsabstützung auf ein Hohes Fundament ihre elektrische Festigkeit erhöht und die Abhängigkeit der Überschlagescharakteristiken des Isolationsaufbaues von der Impulsflankendauer vermindert. Es werden Empfehlungen über die zweckmäßige Auswahl der Fundamentabmessungen der elektrischen Geräte geführt.

Fig. 10. Bibl. 11.

Механические напряжения в контактах высоковольтных выключателей при включении. Ю. А. Фоминых, Ю. А. Клепалов, Е. М. Добротворский. – Электротехника, 1993, № 2, с. 28

Приведены методика и результаты исследования механических напряжений в торцевых контактах высоковольтных коммутационных аппаратов в момент их включения (соударения). Выявлены значительные при динамическом включении усилия на контакты и контактные элементы коммутационных аппаратов, зависящие от скорости соударения контактов.

Ил. 3. Табл. 3. Библ. 5 назв.

УДК 621.316.542.027.3.001.5

Mechanische Kontaktspannungen der Hochspannungsschalter beim Einschalten. J. A. Fominich, J. A. Klepalow, E. M. Dobrotworsky. – Elektrotechnika. 1993. N. 2. S. 28

Es werden Methodik und Ergebnisse der Untersuchungen der mechanischen Stirnkontaktspannungen (Stöße) von Hochspannungsschaltgeräten beim Einschalten angeführt und bedeutende beim dynamischen Einschalten auf Schaltgerätekontakte und kontaktstücke wirkende und von der Kontaktstosseschwindigkeit abhängige Kräfte festgestellt.

Fig. 3. Tabl. 5. Bibl. 5.

УДК 621.315.624.015.5.001.5

Исследование разрядных напряжений тарельчатого изолятора. П. В. Горбунов. – Электротехника, 1993, № 2, с. 32

Приведены результаты исследования электрической прочности стеклянных подвесных изоляторов ПСК210-А. Предложено в конструкцию изолятора ввести дополнительное вертикальное ребро на верхней поверхности изолятора вокруг металлической шалки (верхней арматуры) для увеличения электрической прочности.

Ил. 3. Библ. 7 назв.

УДК 621.315.624.015.5.001.5

Untersuchung der Entladespannungen des Tellerisolators. P. W. Gorbunow. – Elektrotechnika, 1992, N. 2, S. 32

Es werden Ergebnisse der Untersuchungen der elektrischen Festigkeit von Glashängeisolatoren CK 210-A angeführt. Es wird vorgeschlagen, den Isolatoraufbau durch eine vertikale Rippe auf ihrer Oberfläche um ihre Metallkappe (Oberarmatur) zur Erhöhung der elektrischen Festigkeit zu ergänzen.

Fig. 3. Bibl. 3

УДК 621.3.014.31.025

Фактор автогенерации в дугогасительных устройствах с магнитным вращением дуги. Ю. Я. Быковец, В. И. Казаков. – Электротехника, 1993, № 2, с. 35

Проведены экспериментальные исследования работы автогенерирующего устройства с магнитным вращением дуги. Показана возможность создания автогенерирующего выключателя без устройства автокомпрессии на класс напряжения 6–10 кВ с током отключения до 40 кА. Показано, что устойчивое отключение токов 30–40 кА возможно при отношении объема генерации к объему истечения, равному 0,33.

Ил. 3. Табл. 1. Библ. 2 назв.

Selbsterregungsfaktor in den Lichtbogenlöschrichtungen mit Magnet für Lichtbogendrehung. J. J. Bikowez, W. J. Kasakow. – Elektrotechnika. 1993. N. 2, S. 35

Es werden experimentelle Untersuchungen der Arbeit der selbsterregten Einrichtung mit Magnet für Lichtbogendrehung durchgeführt und Möglichkeit der Entwicklung des selbsterregten Schalters ohne Selbstkompression für Spannungen von 6 kV bis 10 kV und Ausschaltstrom bis 40 kA gezeigt. Es ist erwiesen, dass die stabile Ausschaltung des Stromes von 30 kA bis 40 kA beim Selbsterregung – Magnetgebläse – Verhältnis von 0,33 möglich ist.

Fig. 3. Tabl. 1. Bibl. 2.

УДК 621.313.333.001.24

Об учете насыщения стали при расчете индуктивных сопротивлений дифференциального и пазового рассеяния в асинхронных двигателях. И. П. Копылов, Ю. Д. Новиков, И. Г. Мякшина. – Электротехника, 1993, № 2, с. 38

Обоснован метод учета насыщения стали магнитопровода, состоящий из введения специальных коэффициентов насыщения дифференциального рассеяния, определяемых на основе расчета магнитного поля в области зубцовой зоны вблизи воздушного зазора.

Ил. 3. Табл. 1. Библ. 7 назв.

УДК 621.313.333.001.24

Über die Berücksichtigung der Eisensättigung bei der Berechnung von induktiven Widerständen der Differential- und Nutstreueung in den Asynchronmotoren. J. P. Kopilow, J. D. Nowikow, I. G. Mjakschina. – Elektrotechnika. 1993. N. 2, S. 38

Es wird Verfahren der Berücksichtigung von Magnetkerneisenstreuung begründet, die die Einführung von speziellen auf Grund der Berechnung des Magnetfeldes im Zahnbereich nahe dem Luftspalt bestimmten Sättigungsfaktoren der Differenzialstreuung vorsieht.

Fig. 3. Tabl. 1. Bibl. 7.

УДК 621.313.333-752.019.34

Исследование влияния эксплуатационных факторов на виброактивность двигателей. Г. Л. Артемьян. – Электротехника, 1993, № 2, с. 42

Получены количественные данные об изменениях амплитудно-частотных характеристик вибраций асинхронных двигателей малой мощности в зависимости от асимметрии питающего тока, неравномерности воздушного зазора вследствие неточностей монтажа и уровня нагрузки двигателей.

Ил. 4. Библ. 1 назв.

Untersuchung des Einflusses von Betriebsfaktoren auf die Motorenvibrationsaktivität. G. L. A r t e m j a n. – Elektrotechnika, 1993, N. 2, S. 42

Es werden Zahlenwerte der Veränderungen von Amplituden – Frequenzkennlinien der Vibration von Asynchronmotoren Kleiner Leistung in Abhängigkeit von der Speisestromasymmetrie, von der Luftspaltungleichmässigkeit wegen Montageungenauigkeiten und von der Motorbelastungshöhe bekommen.

Fig. 4. Bibl. 1.

УДК [621.313.322-81::536.483].621.3.043.3.001.24

Магнитное поле ротора криотурбогенератора мощностью 300 МВт. И. Н. Г р и н б а у м, В. И. Л е о н о в. – Электротехника, 1993, № 2, с. 44

Представлены результаты расчета и измерения магнитного поля и индуктивностей катушек сверхпроводниковой обмотки возбуждения (СПОВ) опытного криотурбогенератора мощностью 300 МВт. Алгоритм расчета трехмерного поля основан на интегрировании уравнения Био-Савара.

Ил. 5. Табл. 3. Библ. 10 назв.

UDK [621.313.322-81::536.483].621.3.043.3.001.24

Laufersmagnetfeld des 300 MW-Kryogenerators. I. N. G r i n b a u m, W. I. L e o n o w. – Elektrotechnika. 1993. N. 2, S. 44

Es werden Berechnungs-und Messergebnisse für Magnetfeld und Induktivitätsspulen von Supraleiterergerwicklung (SLEW) des 300 – MW – Versuchskryoturbogenerators vorgestellt. Berechnungsalgorithmus des 3D – Feldes ist auf der Integrierung der Bio–Savart–Gleichung basiert.

Fig. 5. Tabl. 3. Bibl. 10.

Широтно-импульсный преобразователь интегрирующего типа. С. И. М а л а ф е е в, В. С. М а м а й. – Электротехника, 1993, № 2, с. 48

Рассмотрен широтно-импульсный преобразователь для управления усилителями мощности электроприводов, имеющий высокую помехоустойчивость, линейную статическую характеристику и обеспечивающий поочередный алгоритм коммутации силовых ключей.

Ил. 3. Библ. 4 назв.

UDK 621.314.1aa621.382

Integrierender Impulsbreitenwandler. S. I. M a l a f e e w, W. S. M a m a j. – Elektrotechnika. 1993. N. 2, S. 48

Es wird Impulsbreitenwandler für die Steuerung der Antriebsleistungsverstärker betrachtet, der hohe Störfestigkeit, lineare statische Kennlinie hat und iterativen Schaltalgorithmus für Leistungsschalter sichert.

Fig. 3. Bibl. 4.

УДК 62-83.681.325.2.001.5

Уточненная модель шагового электропривода. А. П. Б а л к о в о й, Т. Х. М у х а м е т г а л и е в, С. Н. Р ы ж о в. – Электротехника, 1993, № 2, с. 54

Предложена уточненная модель шагового электропривода, учитывающая вместе с основными электромеханическими процессами влияние вязкости от вихревых токов и гистерезиса в железе машины, воздушной опоры, четвертой гармонической составляющей фиксирующего момента двигателя, нелинейность силового преобразователя, а также запаздывание в контуре тока при широтно-импульсной модуляции и нелинейность магнитных свойств машины.

Ил. 7. Библ. 6 назв.

Научный редактор Н. С. Р а з у м о в с к а я
Литературный редактор А. М. М е с к и н а
Художественный редактор Т. А. Д в о р е ц к о в а
Технический редактор Г. Г. С а м с о н о в а
Корректор Е. В. А р е ф ь е в а

Сдано в набор 06.01.93. Подписано в печать 10.02.93. Формат 60×88¹/₈. Бумага кн.-журн. офсетная № 2.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 8,82. Усл. кр.-отт. 9,54. Уч.-изд. л. 9,12. Тираж 1339 экз. Заказ 445,

Набрано на ордена Трудового Красного Знамени Чеховском полиграфическом комбинате
Министерства печати и информации Российской Федерации.
142300, г. Чехов Московской области

УВАЖАЕМЫЕ АВТОРЫ НАШЕГО ЖУРНАЛА!

Журнал «Электротехника» переводится на английский язык и издается в США фирмой «ALLEPTON PRESS». Для получения гонорара авторам опубликованных статей следует оформить и выслать в Российское агентство интеллектуальной собственности (РАИС) справку-заявление.

Справка-заявление оформляется на листе бумаги стандартного формата на пишущей машинке или печатными буквами от руки по следующему образцу:

1. Фамилия, имя, отчество (полностью)
2. Год рождения
3. Наличие детей
4. Домашний адрес (с почтовым индексом, по прописке в паспорте)
5. Телефоны (служебный, домашний)
6. Выходные данные статьи:
 - наименование журнала
 - год издания¹
 - номер журнала
 - страницы статьи
7. Форма получения гонорара:
 - а) перечислить на текущий счет типа «В» (указать номер счета) — нет
 - б) открыть новый счет типа «В» — открыть новый счет
 - в) выплатить в советских рублях (высылается почтовым переводом) — нет
8. Льготы по подоходному налогу: удостоверение участника (инвалида) Великой Отечественной войны — указать серию, номер удостоверения — нет
9. Дата
10. Личная подпись

Справку-заявление направлять по адресу:
103670, Москва, К-104, Б. Бронная, 6а, РАИС или в отдел расчетов по журналам — Москва, М. Бронная, 19, комн. 207
Тел.: 203-59-53

BAUER

Eberhard Bauer GmbH & Co.
Eberhard-Bauer-Str. 36-60
Postfach 108
D-7300 Esslingen-Neckar

Telefon: (0711) 35180
Telex: 7256563
Telefax: (0711) 3518381

РЕДУКТОРЫ И МОТОР-РЕДУКТОРЫ

**бескомпромиссного
качества**

**также для
экстремальнейших
условий
эксплуатации**

**Мощности:
от 0,015 до 75 кВт**

