



ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

9 1994

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор **КОЧЕТКОВ В.Д.**

**АЛЕКСАНДРОВ Г.Н., АРХАНГЕЛЬСКИЙ Ю.Н., БУЛАТОВ О.Г.,
ГЛОВАЦКИЙ А.В., ИНЬКОВ Ю.М., КОВАЛЕВ Ф.И., КОЗЛОВ В.Б.,
КОПЫЛОВ И.П., КОРОТКОВ Г.С., КУБАРЕВ Л.П., ЛУРЬЕ А.И.,
МОСКАЛЕНКО В.В., 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 **Кунавина О.В.**

Адрес редакции: 123242, Москва, Зоологическая ул., 11, комн. 212

Телефон: 254-11-52



ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ГЛАВНОГО УПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ
ПРОМЫШЛЕННОСТИ
КОМИТЕТА ПО МАШИНОСТРОЕНИЮ РФ

Издается при содействии АО «Росэлпром»,
АО «Прогрессэлектро», ассоциации
инженеров силовой электроники
и ассоциации «Автоматизированный
электропривод»

ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1930 ГОДА

№ 9 СЕНТЯБРЬ 1994

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Птицын О.В., Григораш О.В. Генераторы переменного тока. Состояние и перспективы

Бондаренко А.К., Дмитренко Ю.И., Ковалев Е.Б., Ландкоф Л.Б., Макаров К.Д. Электродвигатель для горных машин с охлаждением вала проточной водой

Баранова Л.К., Гуков В.И., Левин Б.М., Рожков В.М. Оценка механической стойкости круглых монтажных проводов в случаях их применения в электрических машинах малой мощности

Хайруллин И.Х., Янгиров И.Ф., Исмагилов Ф.Р. Вибрационный электродвигатель со спиральным вторичным элементом

Сонин Ю.П., Байнев В.Ф., Гуляев И.В. Статические характеристики бесконтактного асинхронизированного вентильного двигателя

Ковалев Б.Ф. Коэффициенты ступенчатого сдвига частей магнитопроводов статора и скоса пазов зигзагообразной формы в асинхронных электродвигателях с короткозамкнутым ротором

Горелик П.В. К вопросу разработки асинхронных двигателей для приводов с параметрическим управлением частотой вращения

Пластун А.Т., Денисенко В.И., Рябенко Е.И., Пульников А.А., Кичигин В.Н., Онучин Ю.А., Хоробрых Г.В. Синхронный двигатель с совмещенным индукторным возбудителем

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

Плеханов В.М. Обоснованность системы диагностики эксплуатационного состояния высоковольтных выключателей

Лоханин А.К. Совершенствование методов координации изоляции электрооборудования высокого напряжения и их отражение в отечественных и международных стандартах

Бики М.А., Чижевский Ю.Л., Бродовой Е.Н., Брянцев А.М., Жакутова С.В., Иващенко В.В., Краснопивцев В.А., Лейтес Л.В., Лурье А.И. Управляемые шунтирующие реакторы для электрических сетей высокого напряжения 40

ТРАНСФОРМАТОРЫ

Гурин В.В., Соколов В.В. Обследование силовых трансформаторов в эксплуатации 43

Туркот В.А. Оценка состояния трансформаторных масел по проводимости 45

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Булатов О.Г., Чаплыгин Е.Е. Параметрическое микропроцессорное управление вентильными преобразователями 49

ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННАЯ ТЕХНИКА

Арсеньева Э.Д., Огоньков В.Г., Трубачев С.Г. Состояние и перспективы развития промышленности фольгированных материалов в России 52

Баркова Л.В., Геворкян Э.Т., Тюрина М.В. Ключевая роль энергии активации в прогнозировании и экспресс-оценке нагревостойкости электроизоляционных полимерных материалов 55

КОНДЕНСАТОРОСТРОЕНИЕ

Андреев А.М., Журавлева Н.М., Сажин Б.И., Луцкая Т.В. Оценка удельной энергоемкости пленочных полимерных конденсаторных структур, пропитанных жидкими диэлектриками 57

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

Герасимов Е.Б., Казаков Ю.Б., Тихонов А.И. Сопряженное моделирование стационарных физических полей методом конечных элементов 60

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

37 А.И. Подаруеву — 60 лет 64

УДК 621.313.12.025.001.8

ГЕНЕРАТОРЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА. СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ

О.В. ПТИЦЫН, О.В. ГРИГОРАШ, кандидаты техн. наук

Основную потребность в электроэнергии обеспечивают крупные стационарные атомные, тепловые и гидроэлектростанции, мощность которых постоянно растет, а доставка электроэнергии потребителям осуществляется с помощью широко разветвленной системы линий электропередач.

В настоящее время повышенное внимание уделяется развитию передвижных автономных источников электроэнергии, которые не только дополняют мощные стационарные источники, но и во многих случаях обеспечивают электроэнергией потребителей в труднодоступных районах.

Анализ развития передвижной энергетики в стране и за рубежом позволяет сделать вывод об устойчивой тенденции увеличения единичной мощности передвижных электроэнергетических установок.

Важную роль в работе передвижных электростанций играют источники генерирования переменного тока, определяющие в основном массогабаритные, энергетические и эксплуатационные характеристики энергетической установки. Автономная электроэнергетика перспективных транспортных и некоторых стационарных объектов предъявляет ряд специфических требований к генераторам переменного тока, основными из которых являются следующие:

высокая стабильность и точность поддержания параметров электроэнергии (амплитуды, частоты и формы генерируемого напряжения) в условиях действия таких дестабилизирующих факторов, как переменная частота вращения приводного двигателя, изменяющаяся нагрузка, параллельная работа с другими источниками;

минимальные масса и габариты при растущей потребности увеличения установленной мощности;

высокие надежность работы и КПД.

В автономных транспортных энергосистемах в основном применяются синхронные генераторы (СГ) различных типов: ОС, ЕСС, ГСФ [1], являющиеся источниками переменного тока частотой 50 Гц, номинального напряжения 230 и 400 В. Верхний предел генерируемой мощности составляет 200 кВт, при частотах вращения приводных двигателей, как правило 1000 или 1500 об/мин. Для мощностей до 30 кВт удельная масса и КПД соответственно 11–20 кг/кВт и

80–88%, а для мощностей свыше 30 кВт — 7–12 кг/кВт и 88–92%.

Синхронные генераторы традиционного исполнения обладают рядом недостатков, основными из которых являются невысокие показатели качества переходных процессов, недостаточно высокая стабильность частоты генерируемого напряжения, низкая надежность, избыточность аппаратуры синхронизации, относительно большие масса и габариты и др.

Синхронные генераторы рассмотренных типов предъявляют повышенные требования к системам стабилизации частоты вращения вала приводного двигателя. Изменение нагрузки, особенно в режимах малого потребления электроэнергии ухудшает экономичность работы приводного двигателя и снижает ресурс его работы.

В последние годы в автономной и промышленной энергетике стали применять весьма перспективные электромашинные источники генерирования переменного тока — асинхронизированные синхронные генераторы (АСГ), представляющие собой синтез собственно электрической машины, например, машины двойного питания и силовой преобразовательной техники [2].

Асинхронизированные синхронные генераторы могут устойчиво работать во всех требуемых по условиям эксплуатации режимах как при экстраординарных, так и при переменных частотах вращения приводного двигателя. При этом требования к приводам АСГ по точности стабилизации частоты вращения могут быть значительно снижены по сравнению с требованиями, предъявляемыми к приводам традиционных СГ, а область устойчивости АСГ, при прочих равных условиях, всегда больше областей устойчивости СГ, особенно в режимах глубокого потребления реактивной мощности.

Обмотка фазного ротора АСГ питается от преобразователя частоты током, изменяющимся с частотой, пропорциональной скольжению, при этом АСГ, являясь индуктивной нагрузкой для преобразователя частоты, существенно ослабляет токи высших гармоник преобразователя, а изменение частоты вращения ротора не приводит к изменению частоты вращения магнитного поля и, соответственно, частоты напряжения на выходе генератора.

Стабилизация частоты выходного напряжения АСГ в условиях изменяющейся частоты вращения вала приводного двигателя может быть достигнута также применением биротативного устройства. Принцип стабилизации частоты выходного напряжения биротативного АСГ заключается в том, что при вращении приводного вала с номинальной частотой биротативный АСГ работает как обычный генератор, а при уменьшении частоты вращения биротативного АСГ его внешняя часть (якорь) автоматически начинает вращаться против направления вращения вала, сопряженного с ротором, что позволяет достигнуть прежней номинальной частоты вращения. Ввиду наличия скользящих контактов якоря генератора и двойной подшипниковой системы надежность биротативных АСГ ниже надежности традиционных СГ [3].

Форма кривой выходного напряжения АСГ искажена и отличается от синусоидальной, что обусловлено пространственной несинусоидальностью тока возбуждения и сильным электромагнитным помехоизлучением из-за ключевых полупроводниковых элементов преобразователя частоты.

Кроме того, АСГ присущи следующие недостатки: невозможность установки демпферных контуров на роторе; большая установленная масса; сложность системы управления.

Снижение первого недостатка возможно путем быстрого пространственного изменения вектора магнитного потока возбуждения, т. е. путем применения так называемого «трансовекторного управления». Это позволяет, например, снизить провалы напряжения при набросе нагрузки в 2—3 раза и обеспечить необходимую устойчивость АСГ при параллельной работе с другими генераторами.

Известен АСГ [4] на основе машины двойного питания, самовозбуждаемый через циклоконвертор. Гармонические составляющие выходного напряжения, обусловленные работой циклоконвертора, подавляются фильтрокомпенсирующим устройством. Наличие последнего и трансформатора для питания циклоконвертора ухудшает массогабаритные показатели, снижает надежность АСГ, а система управления ключами циклоконвертора получается довольно сложной.

Вернуть конкурентоспособность АСГ как автономному источнику питания может решение научно-технической задачи, связанной с разработкой и созданием бесконтактных АСГ.

Радикальным путем качественного улучшения характеристик генераторов переменного тока является разработка и внедрение бесконтактных электрических машин (БЭМ), обладающих высокой надежностью, повышенными электромагнитными и механическими нагрузками и, соответственно, улучшенными массогабаритными

показателями. Благодаря способности работать при повышенных температурах, пониженных давлениях, в вакууме, при больших динамических перегрузках, в присутствии химически активных веществ БЭМ находят все большее применение в народном хозяйстве в качестве автономных источников электроэнергии переменного тока [5].

Основное преимущество БЭМ — отсутствие подвижных электрических контактов, широко используемых в обычных СГ. Наличие таких контактов существенно снижает надежность машин, ресурс работы и ограничивает область их применения.

Перспективными бесконтактными источниками электроэнергии переменного тока в диапазоне мощностей от десятков до сотен киловатт являются СГ с обмотками возбуждения (СГОВ), СГ с постоянными магнитами (СГПМ) и асинхронные генераторы с конденсаторным возбуждением (АГ).

Синхронные генераторы с обмотками возбуждения обеспечивают плавное глубокое регулирование показателей электроэнергии и высокий уровень их стабилизации. К рассматриваемому классу электрических машин относятся СГ с вращающимися выпрямителями (СГВВ), СГ с когтеобразными полюсами, индукторные СГ и СГ с осевым возбуждением.

В отличие от традиционных СГ, у которых ток в обмотку возбуждения подается через кольцевой щеточный контакт, в СГВВ питание обмотки возбуждения осуществляется от специального возбудителя, обеспечивающего бесконтактную передачу энергии от ротора к статорной обмотке генератора электромагнитным путем. При этом на обмотку ротора передается электрическая энергия переменного тока, и возбудитель питает обмотку возбуждения через установленный на роторе вращающийся выпрямитель. В качестве возбудителя могут использоваться вращающийся трансформатор, асинхронный или синхронный возбудитель.

Отечественной промышленностью освоен выпуск СГВВ мощностью 10—2500 кВ·А, частотой вращения 750—1800 об/мин, КПД 82—95% и удельной массой 3,6—18 кг/кВт.

Наиболее компактные СГВВ разработаны и внедрены в авиационных энергосистемах при мощностях 30—120 кВ·А и частотах вращения 6—9 тыс. об/мин, имеющие удельную массу 0,72—1,26 кг/(кВ·А) [5]. В генераторах предусмотрено интенсивное воздушное охлаждение, осуществляемое от встречного потока воздуха с помощью специальных воздухозаборников. При средних мощностях наилучшими массогабаритными характеристиками обладают авиационные СГВВ с жидкостным охлаждением распылительного типа, когда жидкий хладагент в виде струй

подается непосредственно на наиболее горячие элементы машины.

Общие недостатки СГВВ связаны с относительно сложной силовой электрической схемой и наличием на роторе обмоток, полупроводниковых вентилях, защитных элементов фильтров и т.п., что снижает надежность его работы, ограничивает предельно допустимые частоты вращения ротора и температуры. Последние ограничены возможностями кремниевых вентилях и не превышают 170—200°С. Однако применение в перспективе диодов на основе карбида кремния позволит повысить этот предел до 400°С и выше.

В СГ с когтеобразными полюсами как обмотка якоря, так и обмотка возбуждения находятся на статоре, а ротор имеет когтеобразные выступы (полюсы) из магнитомягкой стали, которые за счет МДС возбуждения приобретают чередующуюся магнитную полярность и создают в рабочем воздушном зазоре знакопеременное магнитное поле. Роторы СГ с когтеобразными полюсами могут выполняться в виде чисто механической конструкции, не содержащей многовитковых обмоток, постоянных магнитов и т.п. Подобные конструкции обладают высокой надежностью, слабой чувствительностью к повышенным температурам, динамическим нагрузкам, воздействию агрессивных сред и т.п., что в совокупности позволяет создавать высоконадежные компактные генераторы.

Общие недостатки СГ с когтеобразными полюсами связаны с повышенными магнитными потоками рассеяния, ограничивающими диапазон предельной мощности машины.

При мощностях порядка 10—12 кВ·А и частотах вращения 1000—2000 об/мин удельная масса СГ с когтеобразными полюсами составляет 15—20 кг/кВт, а КПД — около 85%.

В индукторных СГ направление магнитной индукции в каждой точке воздушного зазора остается постоянным, изменяется только значение индукции. Отсюда следует, что индукция в зазоре индукторных СГ имеет пульсирующий характер и содержит переменную (рабочую) и постоянную (нерабочую) составляющие. Обмотки якоря и возбуждения в индукторных генераторах находятся на статоре, магнитный поток, сцепленный с обмоткой якоря, меняется во времени из-за периодического изменения магнитного сопротивления на пути рабочего потока при вращении зубчатого ротора. Поскольку число зубцов на роторе может быть большим, то индукторные СГ характеризуются повышенными частотами тока (400—30 000 Гц).

Главный недостаток индукторных СГ — наличие постоянной (нерабочей) составляющей магнитного потока, которая не участвует в наведении рабочей ЭДС, но загружает магнитопровод и тре-

бует существенного увеличения объема и массы по сравнению с традиционными СГ.

Индукторные СГ применяются в системах электроснабжения летательных аппаратов с частотой тока 400—6000 Гц и мощностью до 5 кВ·А. Их удельная масса на 40—60% больше, чем у СГВВ.

В СГ с осевым возбуждением обмотка возбуждения питается от центрального токопровода, размещенного внутри полого вала. Ротор, как и в индукторных СГ, содержит помимо конструктивных элементов лишь простые магнитомягкие секторы, однако, в отличие от индукторных СГ магнитное поле в зазоре машин с осевым возбуждением может периодически изменять направление, что определяет лучшее использование магнитного потока. СГ с осевым возбуждением отличаются пониженным объемом стального магнитопровода и повышенным быстродействием систем регулирования.

Недостатки СГ с осевым возбуждением связаны с повышенными потерями в обмотке возбуждения и усложненным способом ее намотки, с увеличением диаметра и существованием магнитного поля в зоне подшипников. Кроме того, особенностью рассматриваемых машин является необходимость боковой передачи механического момента, что несколько ограничивает возможности их использования. Однако, во многих случаях машина и сопрягаемое с ней устройство (привод, нагрузка) должны иметь различные частоты вращения, что естественным путем обеспечивается с помощью боковой редукторной передачи.

Таким образом, СГВВ являются одним из наиболее рациональных типов бесконтактных электрических машин, как обладающие удовлетворительными массогабаритными показателями, минимальными мощностями управления, обеспечивающие регулирование выходного напряжения в широком диапазоне и высокий уровень его стабилизации.

При работе от высокоскоростных приводных двигателей (ВПД) наиболее перспективными являются автономные источники электроэнергии переменного тока, выполненные на основе СГПМ и АГ.

Широкие перспективы в создании СГПМ открывает промышленное освоение производства магнитотвердых материалов интерметаллических соединений редкоземельных элементов с кобальтом, используемых для постоянных магнитов систем возбуждения СГПМ, размещаемых на роторе машины. Однако сдерживающим фактором в применении указанных материалов является их относительно высокая стоимость.

В настоящее время основным материалом для магнитов систем возбуждения СГПМ служат металлокерамические сплавы типа альни, альнико

и, реже, бариевые ферриты, механическая прочность которых в 3—6 раз выше литых роторов из магнитотвердых ферритов.

В последнее время, благодаря разработкам зарубежных фирм («Hitachi Metals», «Mullard», «Indiana Steel Products Co» и др.) новых редкоземельных магнитных материалов (РЗММ) для магнитов существенно повысился интерес к СГПМ. Это объясняется тем, что стоимость единицы магнитной энергии магнитов систем возбуждения СГ, выполненных из сплавов альнико и РЗММ, практически одинакова. В то же время применение РЗММ для систем возбуждения СГПМ улучшает массогабаритные показатели электрических машин.

Конструктивная схема СГПМ характеризуется простотой, высокой надежностью, отсутствием потерь на возбуждение, улучшенными удельно-энергетическими показателями и высоким КПД. Так, СГПМ обычного исполнения при интенсивном воздушном охлаждении, частотах вращения 8—12 тыс. об/мин и мощностях 20—60 кВ·А имеют КПД 89—91% и удельную массу 1,2—1,6 кг/(кВ·А). В США разработан СГПМ мощностью 110 кВт с удельной массой 0,15 кг/кВт.

Одно из перспективных направлений в разработке БЭМ связано с отказом от традиционного выполнения электрической машины в виде самостоятельного конструктивного агрегата. Например, постоянные магниты СГПМ, выполненные на основе РЗММ, крепят непосредственно на валу компрессора турбореактивного авиадвигателя, а якорь размещают на корпусе авиадвигателя в наиболее удобном для этой цели месте. По расчетам подобный СГПМ при мощностях 60—120 кВ·А, частотой вращения более 5000 об/мин и канальном охлаждении якоря будет иметь удельную массу не более 0,3 кг/(кВ·А). Такая компоновочная схема СГПМ позволяет повысить надежность, КПД и является перспективной, целесообразной и экономически обоснованной.

В течение последних лет, как в стране, так и за рубежом теоретические исследования и практический опыт показывают перспективы применения самовозбуждающихся АГ в качестве источника питания в системах автономного электроснабжения средней мощности.

Применение АГ долгое время сдерживалось в основном по двум причинам: из-за отсутствия малогабаритных силовых конденсаторов, обеспечивающих возбуждение генератора и компенсацию реактивной мощности нагрузки, а также из-за сложности стабилизации выходного напряжения.

Разработанные в последние годы полипропиленовые пленочные твердопропитанные конденсаторы, удельные показатели которых составляют 0,1—0,2 кг/квар, а также развитие устройств бес-

контактного управления емкостью, с применением полупроводниковых элементов и интегральных микросхем, практически снимают ограничения по использованию АГ в качестве автономного источника питания.

Современные системы регулирования АГ обеспечивают стабильное значение выходного напряжения даже при значительных изменениях частоты вращения ВПД (1:2). АГ при работе от ВПД имеют лучшие характеристики по сравнению с рассмотренными бесконтактными машинами. Расчетно-конструктивные проработки позволили определить ожидаемые характеристики АГ, удельная масса которых при мощностях от десятков до сотен киловатт и частотах вращения 18—24 тыс. об/мин составила 0,5—1,0 кг/кВт, а КПД 91—94%.

Кроме того, АГ имеют следующие преимущества в сравнении с СГ: не требуют защиты от коротких замыканий, так как в этом режиме они развозбуждаются, относительно легко включаются на параллельную работу, даже при значительных рассогласованиях частот вращения роторов генераторов, имеют лучшее качество выходного напряжения.

С целью повышения надежности и ресурса работы рассмотренных источников электроэнергии с приводом от ВПД представляется целесообразным переход на использование магнитных и газовых подшипников (опор), обеспечивающих увеличение ресурса и пренебрежимо малые потери при частотах вращения 30—100 тыс. об/мин и более. Широкому внедрению подшипников данного типа препятствуют плохая их работоспособность при динамических нагрузках, малая жесткость подвеса, возможность появления неустойчивых колебаний ротора, относительная сложность регулировки и стабилизации подвеса. Однако достоинства бесконтактных опор стимулируют их применение в машинах средней мощности и в энергетических установках, работающих в сложных климатических условиях. Например, при разработке в США проектов газотурбинных установок для космических станций с электрическими мощностями 10—100 кВт предлагается использование газовых подшипников в главном блоке, содержащем: генератор, компрессор, турбину, вращающуюся с частотой 40 тыс. об/мин.

Выводы

1. Наиболее перспективными генераторами переменного тока представляются следующие:

АСГ при частотах вращения 1500 об/мин и СГВВ при частотах вращения 6—9 тыс. об/мин; СГПМ и АГ при работе с приводом от ВПД.

Рациональность применения каждого из указанных типов генераторов определяется конкретными техническими условиями.

2. Применение СГПМ и АГ с приводом от ВПД позволит повысить качество напряжения постоянного тока; значительно улучшить массогабаритные показатели статических преобразователей электроэнергии и, в некоторых случаях, повысить их надежность; повысить быстродействие систем защиты и систем регулирования напряжения и частоты.

3. Требуют своего решения вопросы, связанные с разработкой и созданием бесконтактных генераторов с повышенной надежностью и ресурсом подшипниковых узлов, структур регулирования выходного напряжения и частоты, а также

нетрадиционных конструктивно-компоновочных схем электрических машин.

Список литературы

1. Справочник по электрическим машинам / Под общ. ред. И.П. Копылова и Б.К. Клокова. Т. 1. М.: Энергоатомиздат, 1988.
2. Найдхоффер Г. Эволюция синхронной машины // Электричество. 1992. № 10. С. 35–41.
3. Бояр-Созонович. Асинхронные генераторы. Свойства и перспективы // Промышленная энергетика. 1990. № 10. С. 55–58.
4. Математическое моделирование электромагнитных переходных процессов асинхронизированного генератора ВЗУ. Е.Г. Плахтына, Ю.Г. Шакарян, А.В. Пиковский, О.И. Карпинский // Электричество. 1992. № 8. С. 27–31.
5. Бут Д.А. Бесконтактные электрические машины. М.: Высшая школа. 1990.

УДК 621.313.3:622.34.001.5

ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ ГОРНЫХ МАШИН С ОХЛАЖДЕНИЕМ ВАЛА ПРОТОЧНОЙ ВОДОЙ

А.К. БОНДАРЕНКО, Ю.И. ДМИТРЕНКО, Е.Б. КОВАЛЕВ, Л.Б. ЛАНДКОФ, К.Д. МАКАРОВ

УкрНИИВЭ

Развитие угольной и горнорудной промышленности идет по пути интенсификации добычи полезных ископаемых. В связи с этим требования к электродвигателям угольных комбайнов и других машин постоянно возрастают. Большие объемы добычи угля и других полезных ископаемых обуславливают необходимость дальнейшего увеличения мощности двигателей в неизменных или сниженных габаритах [1].

Опыт разработки, исследования и эксплуатации двигателей типа ЭКВ с водяным охлаждением корпуса статора [1] показал, что недостаточная интенсивность охлаждения роторов существующих конструкций и подшипников сдерживает дальнейшее совершенствование этих машин. Последнее может быть достигнуто, в первую очередь, за счет интенсификации отвода тепла от мест его генерирования (в данном случае — от пакета ротора путем охлаждения вала проточной водой, поступающей в дальнейшем на орошение угольной пыли).

В результате проведенной УкрНИИВЭ совместно с Первомайским электромеханическим заводом им. К. Маркса НИР по указанной тематике были разработаны технические решения, реализация которых позволит получить в тех же габаритах корпуса двигателя увеличение мощности за счет охлаждения проточной водой вала ротора [2–6].

На базе стругового двигателя ЭКВ4УС2 были разработаны, изготовлены и испытаны экспериментальные образцы, имеющие один нерабочий

конец вала для подвода охлаждающей воды к ротору, что по расчетно-теоретической оценке позволяло надеяться на повышение мощности с 110 до 150 кВт в одном и том же режиме (S_4 по ГОСТ 183-74 при ПВ 90%, FJ 2,5 и 160 вкл/ч).

Выбор указанной машины в качестве базовой для исследований является рациональным при принятом в ней относительно большом значении L/D , где L — длина пакета статора; D — его наружный диаметр.

При указанных значениях L/D и значительных пусковых потерях в роторе водяное охлаждение вала оказывается весьма эффективным.

Электромагнитные, тепловые, механические расчеты осуществлялись в соответствии с принятыми в УкрНИИВЭ методиками и согласно [7, 8].

Экспериментальным образцам присвоено наименование 5ЭКВ4УС2. Обозначение типа двигателя расшифровывается следующим образом: 5 — порядковый номер модификации; Э — электродвигатель; К — комбайновый; В — водяное охлаждение; следующая за буквами цифра обозначает высоту двигателя в дециметрах; УС2 — установка струговая.

Указанный двигатель предназначен для привода струговых и скреперно-струговых установок СО-75, СН-75, УС2У, УС3 и других в угольных и сланцевых шахтах, опасных по газу (метан) и угольной пыли.

Двигатель выполнен в стальном литосварном

корпусе с одним выходным концом вала под посадку полумуфты для сопряжения с редуктором струговой установки.

Как показали исследования, результаты стендовых испытаний с большим запасом соответствуют расчетным данным по КПД, превышениям температур обмоток статора θ_1 и ротора θ_2 над температурой охлаждающей воды на входе в двигатель.

Значительное повышение КПД (с 90,5 до 92,7%) объясняется, главным образом, более благоприятными фактическими потерями на трение в уплотнениях узла отвода-подвода воды к валу (около 1600 Вт) по сравнению с предварительной расчетно-теоретической оценкой (8022 Вт) согласно [8].

Наличие запаса по θ_1 и θ_2 по сравнению с расчетными данными и согласно [2, 3] объясняется, по-видимому, большей эффективностью водяного охлаждения вала при режиме с высокой частотой включений и большом значении отношения L/D .

Значительные тепловые запасы позволяют пересмотреть (в сторону увеличения) предварительную расчетно-теоретическую оценку допустимой мощности двигателя 5ЭКВ4УС2 (150 кВт).

При полном использовании тепловых запасов основные показатели, которые рекомендуется установить для вновь разработанных опытных образцов, указаны в табл. 1.

Таблица 1

Наименование показателей	Режим работы по ГОСТ 183-74	
	S4 (при FJ=2,5, ПВ 90%, 160 вкл/ч) и S1	S4 (при FJ=2,5, ПВ 60%, 30 вкл/ч)
Мощность, кВт	240	315
Напряжение, В	660/1140	
$n_{\text{синх}}$, об/мин	1500	
$f_{\text{пот}}$, Гц	50	
$S_{\text{пот}}$, %	2,7	5,0
КПД, %	92,7	91,8
$\cos \varphi$	0,88	0,91
J_s , А	1500/856	
M_s , Н·м	3000	
M_{max} , Н·м	4000	

Примечания. 1. Характеристики указаны при номинальном напряжении на зажимах двигателя и без учета пусковых потерь.

2. Правая графа в табл. 1 включена на случай использования этих же активных частей для разработки комбайновых двигателей.

При указанных в табл. 1 мощностях ожидаемое значение $\theta_1 \leq 110^\circ\text{C}$ (т.е. с запасом) соответствует требованиям [9] к обмоткам с изоляцией классов F ($\theta_1 \leq 120^\circ\text{C}$) и H ($\theta_1 \leq 145^\circ\text{C}$); ожидаемое значение $\theta_2 \leq 225^\circ\text{C}$, т.е. не нарушает работоспособность обмотки ротора и подшипниковых узлов и не превышает значения θ_2 двигателя ЭКВ4УС2.

Даже при интенсификации охлаждения ротора мощность исследованного образца двигателя про-

должает ограничиваться допустимым значением θ_2 , в то время как по значению θ_1 имеется запас. И, тем не менее, допустимая мощность повышена не менее чем вдвое (со 160 до 153 кВт в двигателе для привода комбайнов и со 110 до 240 кВт в двигателе для привода струговых установок). Это позволяет использовать двигатель 5ЭКВ4УС2 не только вместо двигателя ЭКВ4УС2 аналогичных габаритов (для привода струговых установок УС2М, С075, СН75, С090 и аналогичных), но и взамен более крупного и материалоемкого двигателя (для привода установки УЗС).

Дальнейшее совершенствование двигателя возможно в процессе выполнения ПЭМЗ совместно с УкрНИИВЭ работ по максимальной унификации активных частей конвейерных, струговых и комбайновых двигателей, в том числе освоения на ПЭМЗ серийного производства двигателей ЭКВ4-185. При использовании активных частей этого двигателя совместно с водяным охлаждением вала можно ожидать повышения допустимой мощности еще на 10–15% по сравнению с указанными в табл. 1 (или соответствующего снижения материалоемкости).

Эксплуатационные испытания двух экспериментальных образцов двигателей 5ЭКВ4УС2, использованных в качестве привода струговых установок УЗС (взамен серийных двигателей ЭВ5УС), проведены в конце 1993—начале 1994 гг. в лавах «Южная» № 11 «бис» участка № 3 и «Западная» № 9 участка № 4 шахты № 3 шахтоуправления «Холодная Балка» ПО «Макеевуголь»¹.

Основные сведения о горно-геологических условиях испытаний приведены в табл. 2.

Таблица 2

Наименование показателей	Участок № 3	Участок № 4
Длина лавы, м	130	129
Пласт	K5	
Индекс	Простого строения	
Структура	0,42–0,45	0,46
Мощность, м		
Сопrotивляемость резанию, кг/см	50	100
Угол падения	5°	3–5°
Кровля	Песчаник, глинистый сланец средней устойчивости	
Почва	Песчанистый сланец средней устойчивости	
Крепление	В рамку — под распил	
Управление кровлей	Плавное опускание	
Глубина захвата стружки, см	3–5	
Плановая нагрузка на лаву, т	120	100
Максимальная нагрузка, т	140	130
Марка угля	ОС	
Шаг передвижки приводной и обводной станций	Не более 0,5 м (номинальное значение)	

¹ В испытаниях приняли участие научные сотрудники УкрНИИВЭ А.А. Чичкан, А.Г. Ручкин, Е.Д. Курносов.

В процессе проведения эксплуатационных испытаний осуществлялся хронометраж работы скреперно-струговых установок УСЗ с одновременной записью электрических параметров двигателей самопишущими приборами типа Н на зажимах магнитных пускателей ПРВ-320 в течение добычной смены в каждой лаве.

При перемещении исполнительных органов снизу вверх лавы усредненная потребляемая мощность составила 87 кВт, при движении сверху вниз — 96 кВт, токи соответственно 157 и 164 А при напряжении 620 В.

Среднее количество включений в час составило 150.

При застругивании нижней и верхней частей лавы среднее количество включений составило 45 за 15 мин (чистое машинное время 4 мин) и 32 включения за 10 мин (чистое машинное время 3 мин) соответственно после передвижки приводной и обводной станций до 1,0 и 0,8 м поочередно.

Охлаждение двигателей осуществлялось водой из участкового противопожарного става при давлении 0,3—0,5 МПа и расходе порядка 1,2 м³/ч. Температура охлаждающей воды на входе в двигатель 12—14°С, на выходе — 15—17°С. Вода поступала сначала в полый вал и затем в корпус двигателя.

Замена в серийном струге двигателя ЭВ5УС на 5ЭКВ4УС2 обеспечила большую надежность и быстроту пусков установки УСЗ (за счет повышения пускового момента и снижения момента инерции двигателя), что позволило ускорить подготовку ее к работе после переноса приводной и обводной станций. Производительность осталась примерно на том же уровне, как с двигателем ЭВ5УС, так как при мощности двигателя 5ЭКВ4УС2 (по расчетным данным) 150 кВт его эксплуатационные испытания не ставили задачу повышения производительности установки.

Выявившаяся при стендовых испытаниях возможность повышения мощности до 240 кВт дает основания полагать, что при разработке новой скреперно-струговой установки с соответствующей

расчетной мощностью всей системы электропривода ее производительность повысится пропорционально энерговооруженности либо можно будет снизить материалоемкость двигателя.

В результате проведенной НИР создан научный задел для выполнения работ по существенному повышению мощности и снижению материалоемкости двигателей горных машин. При этом было установлено, что водяное охлаждение вала явилось весомым фактором повышения технического уровня двигателя, позволившим увеличить его мощность не менее чем вдвое и заменить этим двигателем не только двигатель ЭКВ4УС2 аналогичных габаритов, но и более крупный и материалоемкий двигатель ЭВ5УС.

Проводимые конструкторские проработки позволяют также надеяться на возможность осуществления охлаждения вала проточной водой и в двигателях с двумя рабочими концами вала, что более характерно для приводов угольных комбайнов.

Список литературы

1. Комбайновые электродвигатели / В.И. Заградский, Л.Б. Ландкоф, Б.В. Савин и др. Кишинев: Штиинца, 1986.
2. Бурковский А.Н., Ковалев Е.Б., Коробов В.К. Нагрев и охлаждение электродвигателей взрывонепроницаемого исполнения. М.: Энергия, 1970.
3. Перцов Г.И., Коробов В.К., Сарач А.А. Исследование водяного охлаждения врубово-комбайновых электродвигателей // Тр. ЦИНТИЭЛЕКТРОПРОМ. 1963. С. 239—247.
4. Flame-proof pressure-proof casing for the mining industry // Brener-motoren Boshum Elektromaschinenfabrik.
5. Электродвигатели комбайнов и стругов иностранных форм, представленные на выставке «Уголь-90» / Ю.И. Дмитренко, И.Е. Краснопольский, Л.Б. Ландкоф и др. // Уголь Украины. 1991. № 8. С. 43—45.
6. Siemens Bergbau-Electrotechnik. Drehstrommotoren für Niederspannung. Katalog. Sch. 1 1988. S. 13, 32.
7. К разработке электродвигателей для привода скреперно-струговых установок / И.К. Хрусталева, А.Н. Бурковский, Л.Б. Ландкоф и др. // Изв. ВУЗов. Горный журнал. 1971. № 7.
8. Михалев М.Ф. Расчет и конструирование машин и аппаратов химических производств. Л.: Машиностроение. 1984.
9. ОСТ 16 0.510.061-84. Машины электрические вращающиеся от 63 до 355 габарита включительно. Двигатели асинхронные взрывозащищенные для привода очистных комбайнов. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов. 1984.

УДК 621.315.3:621.313.001.5

ОЦЕНКА МЕХАНИЧЕСКОЙ СТОЙКОСТИ КРУГЛЫХ МОНТАЖНЫХ ПРОВОДОВ В СЛУЧАЯХ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ МАЛОЙ МОЩНОСТИ

Л.К. БАРАНОВА, В.И. ГУКОВ, Б.М. ЛЕВИН, В.М. РОЖКОВ

При изготовлении электрических машин (ЭМ) малой мощности применяют круглые монтажные провода низкого напряжения (НМП). Эти провода

используются для внутреннего электрического соединения с проводниками секций всыпных обмоток и с выводами клеммных коробок ЭМ. При-

меры конструктивной компоновки соединений представлены на рис. 1. При изготовлении ЭМ и особенно микроаппаратов НМП подвергаются удлинению при протягивании и сложной прокладке в направляющих каналах при монтаже (рис. 1,а), механическим нагружениям и деформациям при фиксированном закреплении (рис. 1,а,б) и пайке (рис. 1,а,б), а также дополнительным механическим воздействиям на изоляцию в местах малых радиусов изгиба НМП. Последние воздействия создаются в местах закрепления и выхода НМП из отверстий подшипниковых щитов микроЭВМ, из отверстий экранов статоров или из отверстий литой оболочки лобовых частей обмотки залитых статоров (рис. 1,б,в).

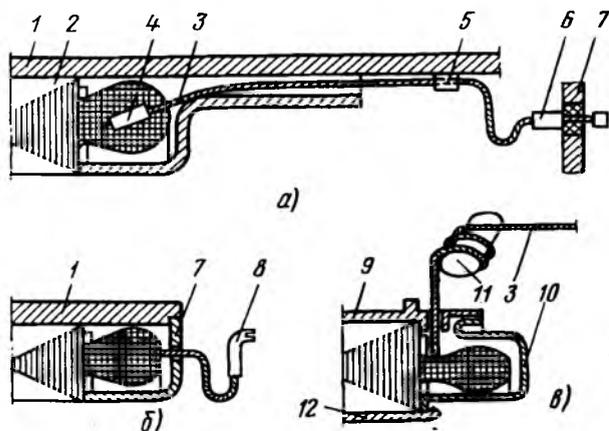


Рис. 1. Компоновка НМП: в конструкции ЭМ (а,б) и во встроенном экранированном статоре (в); 1 — корпус; 2 — статор; 3 — НМП; 4 — соединение НМП с обмоткой; 5 — крепящая скоба; 6 — соединение НМП с выводом; 7 — щит; 8 — наконечник; 9 — втулка; 10 — защитный экран (или литая оболочка); 11 — фиксирующий ролик; 12 — магнитное кольцо

Ввиду отсутствия НМП, специально предназначенных для изготовления электрических микроаппаратов, приходится использовать обычные НМП, выбирая из них наиболее устойчивые к перечисленным технологическим и эксплуатационным воздействиям. В качестве НМП наиболее часто применяют провода с пленочной изоляцией из фторопласта-4, полиимида, полиакрилатдиметилсилоксана («силар») и др. К ним относятся НМП марок МС15-13, МС16-11 (13), МС24-14 и др.

Результаты изготовления и испытаний статоров ЭМ и отдельных моделей узлов изделий с ними, в которых имеют место различные нагрузки на НМП, выявили различие в образовании мест с ослабленным изоляционным слоем (расслоение, трещины), а также в характере повреждений токопроводящей жилы и изоляции в зависимости от марки НМП. Предусмотреть же эти различия на стадии проектирования ЭМ путем анализа технических условий (ТУ) на НМП оказывается практически невозможным, так как ТУ мало чем отличаются по требованиям к при-

менению разных НМП. Не решают вопроса выбора НМП и дополнительные испытания по методикам ТУ на электрическую прочность (ЭП) и на количество перегибов до расслоения наружного изоляционного слоя или до обрыва жилы. Невозможно выявить различия НМП по характеристикам стерильности для повышения надежности подшипников [1, 2].

Для электрических и механических испытаний НМП существуют методики, которые сводятся: при испытаниях на ЭП к намотке НМП длиной 1 м на круглый стержень с диаметром $D=10d$; при механических испытаниях — к двойным перегибам вокруг круглых стержней диаметром $D=(5\div 10)d$, где d — диаметр НМП. Вместе с тем анализ результатов нагружений изделий при испытаниях и эксплуатации показал, что значительные различия в механических характеристиках и состоянии изоляции различных НМП возникали прежде всего при многократном воздействии на них нагрузки в виде изгибов с малым радиусом закругления $R=(1\div 1,5)d/2$. В [3] показано, что при таких малых радиусах закругления R наибольшая знакопеременная нагрузка приходится на наружные слои изоляции. Но именно наружные слои изоляции НМП подвергаются наибольшему воздействию в процессе изготовления и эксплуатации ЭМ. Важно это и для НМП с неоднородным качеством изоляции по толщине, например, наносимой методом эмалирования (МС15-13), (МС24-14).

В статье предлагаются более эффективный метод контроля устойчивости круглых НМП к механическим воздействиям и устройство для его реализации, причем этот метод позволяет совместить механические испытания с испытаниями на ЭП.

Поскольку максимальные нагрузки на изоляцию и максимальная разница характеристик для различных марок НМП сечением $0,05\text{--}0,2\text{ мм}^2$ выявляется при малом радиусе изгиба, то в основу метода контроля положен повторяющийся перегиб проводов (на угол $\pm 90^\circ$) вокруг поверхности квадратного металлического стержня с минимальным радиусом закругления продольных ребер $(1\text{--}1,5)d/2$ и стороной квадрата $(5\text{--}10)d/2$. Традиционные круглые стержни пониженной кратности изгиба становятся механически неустойчивыми. Проверка проводится в сочетании с последующим осмотром изоляции под микроскопом (в особо ответственных случаях) и определением напряжения пробоя $U_{пр}$ НМП после заданного числа двойных перегибов. Часть образцов НМП перед испытаниями подвергают предварительной деформации при растяжении на обрыв.

Устройство (рис. 2) осуществляет перегиб образцов НМП на угол $\pm 90^\circ$ относительно вертикального положения. Оно содержит подвижное

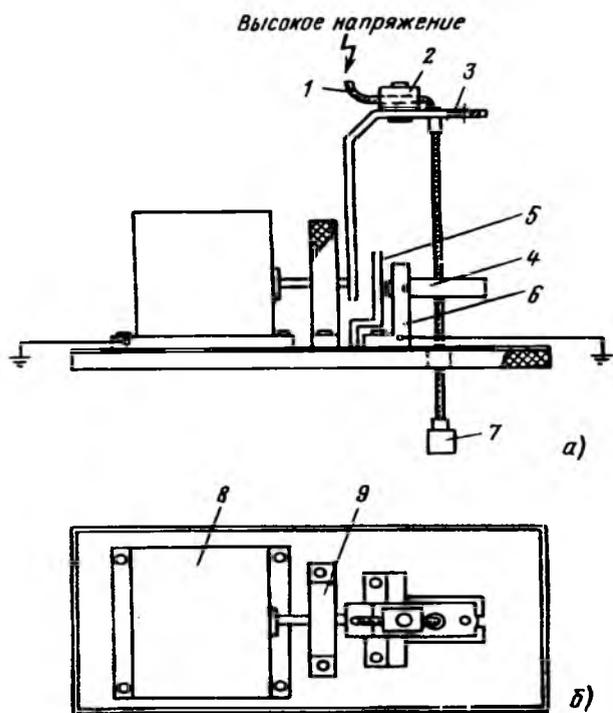


Рис. 2. Устройство для испытаний НМП:
 а — вид спереди; б — вид сверху; 1 — НМП; 2 — изоляционный зажим; 3 — коромысло; 4 — квадратные стержни; 5 — изоляционный экран (на виде б не показан); 6 — металлическая стойка; 7 — груз; 8 — привод с автоматикой; 9 — стойка из электроизоляционного материала

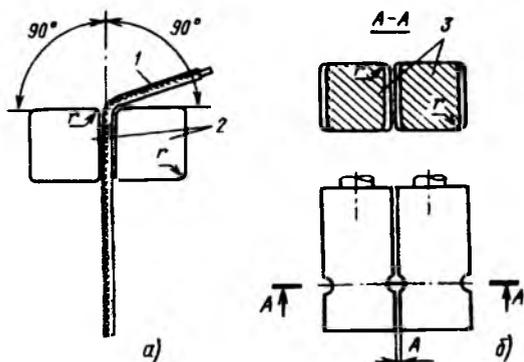


Рис. 3. Расположение стержней при испытаниях:
 а — квадратные стержни; б — универсальные стержни (с полуцилиндрическими выемками); 1 — провод (на рис. б не показан); 2 — квадратные стержни; 3 — универсальные стержни

коромысло с зажимом для закрепления проводов и набор неподвижных металлических квадратных стержней (при необходимости с полуцилиндрическими выемками), которые имеют закругления продольных ребер с заданным радиусом R (рис. 3,а,б). Коромысло электрически изолировано от вала двигателя муфтой (на рис. 2 не показано). Устройство включает механизмы автоматического перегиба, выдержки времени и подачи испытательного напряжения. Время перегиба провода на 90° — 2 с. Напряжение подается в положении наибольшего прилегания образца НМП к рабочей поверхности стержней в одном из крайних положений при перегибе. Устройство позволяет использовать в качестве рабочих все продольные ребра стержней путем их разворота.

В табл. 1 приведены результаты испытаний нескольких типов НМП сечением $0,08 \text{ мм}^2$ по общепринятой и предложенной методикам. Напряжение $U_{\text{про}}$ оценивает ЭП проводов в исходном состоянии до испытаний на перегибы. Характерно, что напряжение $U_{\text{про}}$ на круглых стержнях меньше, чем на квадратных, так как в общепринятой методике намотанный на стержень образец НМП соприкасается с ним по всей длине намотки, а в предлагаемой — соприкасается только незначительная часть провода вблизи места перегиба.

Количество двойных перегибов N до обрыва жилы по общепринятой методике очень велико, например, больше 3000 для полиимидной изоляции. При этом для всех типов НМП до момента обрыва жилы нарушения поверхностного слоя изоляции не обнаруживалось. Предлагаемая методика позволяет снизить количество перегибов N до обрыва жилы в 2–5 раз, т.е. уменьшить время испытаний, причем нарушения поверхностного слоя изоляции (путем визуального контроля) можно выявить уже после 70 или 20 двойных перегибов для изоляции типа «силар» и полиимидной соответственно.

Предлагаемая методика в отличие от общепринятой позволяет контролировать снижение пробивного напряжения после любого количества

Таблица 1

Тип изоляции	Метод испытаний	$U_{\text{про}}$, кВ	N до обрыва жилы	$U_{\text{пр.обр}}$, кВ	N до разрушения изоляции или отсутствия нарушений
Полиимидная МС15-13 Фторопласт-4 МС16-13 «Силар» МС24-14	На круглых стержнях (ТУ, ГОСТ)	14	3000 (40)	—	Отсутствуют
		8,8	828 (130)	—	Отсутствуют
		10,3	1187 (200)	—	Отсутствуют
Полиимидная МС15-13 Фторопласт-4 МС16-13 «Силар» МС24-14	На устройстве по рис. 2, рис. 3,а	17,8	1615	9,7	20
		9,7	262	8,5	Отсутствуют
		15,6	245	7,2	70
Полиимидная МС15-13 Фторопласт-4 МС16-13 «Силар» МС24-14	На устройстве по рис. 2, рис. 3,б	18,2	506	10,5	10
		9,6	236	8,4	Отсутствуют
		15	220	7	60

Примечание. В скобках указаны значения перегибов по ТУ.

Тип изоляции	Метод испытаний	$U_{пр.у}$ кВ	$(\Delta l/l)_{max}$	N до обрыва жилы	$U_{пр.обр}$ кВ	N до разрушения изоляции или отсутствие нарушений
Полиимидная МС15-13	На устройстве по рис. 2, рис. 3,а	13,8	0,45	2152	9,8	10
Фторопласт-4 МС16-13		9,5	0,33	266	8,5	Отсутствуют
«Силар» МС24-14		12,8	0,26	258	7,3	60
Полиимидная МС15-13	На устройстве по рис. 2, рис. 3,б	12,6	0,45	415	10	2
Фторопласт-4 МС16-13		8,6	0,33	196	8,4	Отсутствуют
«Силар» МС24-14		9,8	0,26	217	7,5	50

двойных перегибов вплоть до точки, когда происходит обрыв жилы $U_{пр.обр}$, которое измеряется при N несколько меньшем, чем заранее экспериментально определенное N обрыва жилы.

Для дальнейшего повышения эффективности контроля предлагается пропускать НМП через отверстие, образованное полуцилиндрическими выемками в неподвижных стержнях, диаметром примерно равным d . Радиус закругления кромок отверстий также равен $(1-1,5)d/2$ (рис. 3,б). Эффект достигается за счет ужесточения испытаний, так как поверхностный слой изоляции уже не может свободно деформироваться, как в случае с круглыми или прямоугольными стержнями. Из табл. 1 видно, что при испытаниях на устройстве по рис. 2, 3,б число N до обрыва жилы резко уменьшилось у НМП с полиимидной изоляцией и нарушения в изоляции наступают гораздо раньше.

Для выявления внутренних полостей в изоляции, влияющих на ее механические свойства [4], предлагается проводить растягивание провода для реализации одноосной деформации. Результаты испытаний НМП на двойные перегибы и ЭП после их удлинения на разрывной машине до обрыва жилы приведены в табл. 2, в которой $U_{пр.у}$ — напряжение пробоя после удлинения до обрыва; $(\Delta l/l)_{max}$ — максимальное относительное удлинение НМП (при обрыве жилы); $U_{пр.обр}$ — напряжение пробоя при обрыве жилы от двойных перегибов, предварительно удлиненного НМП.

Было установлено, что эффективность контроля стойкости наружного слоя, оцениваемая по уменьшению числа двойных перегибов до появления нарушений поверхностного слоя изоляции, становится максимальной при $(\Delta l/l)_{max}$. При $\Delta l/l=0,08 \div 0,15$ эффективность предварительного вытягивания значительно ниже. Изоляция из фторопласта-4 при всех испытаниях показала себя наиболее эластичной и не разрушалась до момента обрыва жилы.

На рис. 4 показана зависимость средних значений $U_{пр}$ (определялись по результатам испытаний 5–7 образцов НМП) от числа N двойных перегибов вплоть до обрыва жилы. Средние значения $U_{пр}$ приведены в табл. 1 и 2.

Для оценки пригодности НМП при проек-

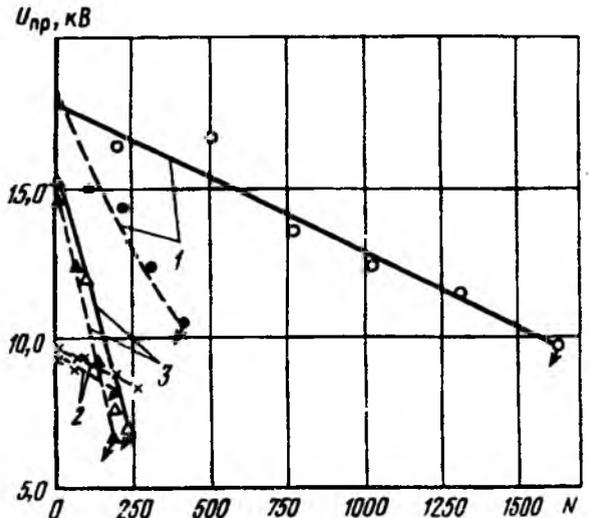


Рис. 4. Зависимость $U_{пр}$ изоляции НМП от количества двойных перегибов:

1 — полиимидная изоляция; 2 — фторопластовая; 3 — типа «силар»; — — — — испытания на квадратных стержнях; - - - - на универсальных стержнях

тировании ЭМ малой мощности можно рекомендовать ввести контроль по относительному снижению $U_{пр}$ после заданного числа N двойных перегибов: $U_{прN}/U_{пр0} \geq K$, где K может быть установлено из опыта изготовления НМП и их эксплуатации в составе ЭМ. Контроль производится на одной из описанных установок и удовлетворяет повышенным требованиям к НМП, используемым не только при изготовлении электрических микроаппаратов, но и других изделий [5, 6].

Список литературы

1. Выявление причин отказов РЭА / Под ред. Л.Г. Дубовицкого. М.: Радио. связь, 1983, с. 35–37.
2. Шаров В.С. Сверхвысокоскоростные асинхронные электродвигатели. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963, с. 151–154.
3. Привезицев В.А., Пешков И.Б. Обмоточные и монтажные провода. М.: Энергия, 1971, с. 202–204.
4. Манин В.Н., Громов А.Н., Григорьев В.П. Дефектность и эксплуатационные свойства полимерных материалов. Л.: Химия, 1966, с. 81–102.
5. Н.С. Окнин, В.Т. Орлов. Оценка пригодности терморезистивной слюдосодержащей изоляции для изготовления ремонтно-пригодных обмоток электродвигателей // Электротехника. 1986. № 6. с. 51–53.
6. Кабельные изделия для медицины / В.Г. Голубченко, В.И. Королев, В.И. Шариков, П.Ф. Ярмилко. М.: Энергоиздат, 1981. с. 47–48.

ВИБРАЦИОННЫЙ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ СО СПИРАЛЬНЫМ ВТОРИЧНЫМ ЭЛЕМЕНТОМ

И.Х. ХАЙРУЛЛИН, доктор техн. наук, проф., И.Ф. ЯНГИРОВ, инж., Ф.Р. ИСМАГИЛОВ, канд. техн. наук

Для прямого преобразования электрической энергии в механическое колебательное движение используются электрические двигатели со спиральным электропроводящим элементом. Отсутствие механических преобразовательных механизмов повышает надежность и массогабаритные показатели таких электродвигателей. Однако теоретических исследований подобных электромеханических преобразователей в зарубежной и отечественной литературе нет.

В статье проведен теоретический анализ электродвигателя со спиральным электропроводящим элементом (ЭСВЭ), получены выражения для расчета механических характеристик, которые подтверждены экспериментально.

На рис. 1 приведена конструктивная схема ЭСВЭ. Здесь: 1 — спиральная электропроводящая пружина, через которую с помощью выводов 2 пропускают переменный ток необходимой частоты; 3 — магнитная система, создающая магнитный поток в зоне расположения спирали.

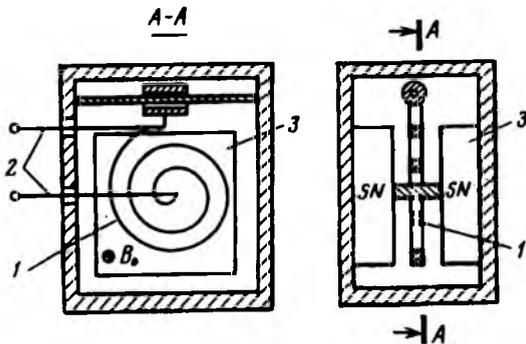


Рис. 1. Вибрационный электродвигатель со спиральным элементом

При решении задачи использовали следующие допущения: магнитное поле в зазоре одномерное; магнитная проницаемость материала магнитопровода равна бесконечности; механический гистерезис отсутствует; модуль упругости изоляции проводника равен нулю; механическое трение между витками отсутствует; механические напряжения в витках не превосходят предела допустимого.

При расчете пружина заменена моделью в виде последовательных круговых витков, с сохранением геометрических размеров витка, шага и количества витков спирали.

На рис. 2 изображены силы, действующие на виток спирали в форме круговых колец.

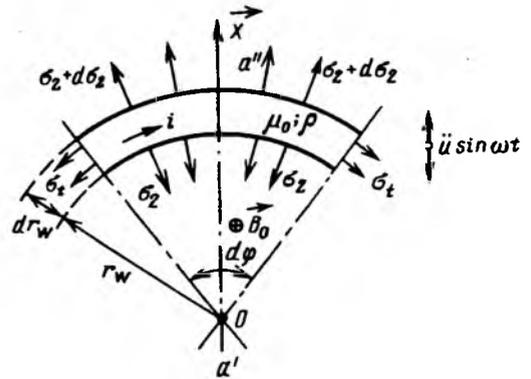


Рис. 2. Часть расчетной схемы спирали электродвигателя

В результате преобразования уравнения свободного колебания спиральной пружины с учетом действующих сил получено соотношение для радиального перемещения w -го витка спирали:

$$\rho \frac{1-\mu^2}{E} \frac{\partial^2 u_w}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 u_w}{\partial r_w^2} + \frac{1}{r_w} \frac{\partial u_w}{\partial r_w} - \frac{1}{r_w^2} u_w, \quad (1)$$

где E — модуль упругости Юнга; μ — коэффициент Пуассона; ρ — плотность материала спирали; u_w — радиальное перемещение; r_w — радиус w -го витка.

Для решения исходного уравнения (1) используются граничные условия: в точке крепления $r_w=r_0$ перемещение витка отсутствует: $u_w(r_0)=0$; в точке приведения спирали коэффициент формы равняется единице [1] $u_w(R_0)=1$, где R_0 — внешний радиус спирали.

При пропускании переменного тока через электропроводящую спиральную пружину в результате взаимодействия тока с постоянным магнитным полем возникают электромагнитные усилия, которые определяются выражением [2]:

$$F = B_0 i l + \frac{1}{2} i^2 \left\{ \left(\sum_{w=1}^N \frac{dL_{0w}}{dr_{0w}} + 2 \sum_{w=1}^N \sum_{n=1}^N \frac{dM_{0wn}}{dr_{0w}} \right) + \left(\sum_{w=1}^N L_u + 2 \sum_{w=1}^N \sum_{n=1}^N M_{u_1 w_1 n} \right) \right\}, \quad (2)$$

где B_0 — индукция в воздушном зазоре; i — переменный ток; l — длина спирали; L_{0w} , M_{0wn} — индуктивность и взаимоиндуктивность спиральной пружины в статическом состоянии; L_u , $M_{u_1 w_1 n}$ — коэффициенты, определяющие ин-

дуктивность и взаимдуктивность в любой момент времени от значения радиального перемещения витков.

Уравнение, описывающее вынужденное движение точки приведения спирали, имеет вид [1]:

$$\ddot{x} + 2\zeta\dot{x} + \omega_0^2 x = Fu_w(1), \quad (3)$$

где ζ — коэффициент трения; ω_0 — собственная частота; x — ось колебания точки приведения; $u_w(1)$ — форма колебания спирали, которая определяется решением уравнения (1) методом Фурье [3],

$$u_w(1) = R_w(r_w) \theta_w(t) = R_w(r_w) \theta_{1m} e^{j(\omega_0 t - \varphi_0)}, \quad (4)$$

где $R_w(r_w)$ — функция координат; $\theta_w(t)$ — функция времени.

Подставив (4) в (1), получим:

$$\frac{d^2 R_w}{dr_w^2} + \frac{1}{r_w} \frac{dR_w}{dr_w} + \left[(\omega_0 \sqrt{\rho_k})^2 - \frac{1}{r_w^2} \right] R_w = 0. \quad (5)$$

Решениями этого уравнения являются функции Бесселя первого рода $J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w)$, второго рода $N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w)$. Общее решение уравнения (5)

$$R_w(r_w) = C_{1w} J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w) + C_{2w} N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w). \quad (6)$$

Поскольку витки спиральной пружины жестко связаны между собой, то предполагается, что $C_1 = C_{11} = C_{12} = \dots = C_{1w}$ и $C_2 = C_{21} = C_{22} = \dots = C_{2w}$. Тогда общее решение уравнения (1) имеет вид:

$$u_w = [C_1 J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w) + C_2 N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w)] e^{j(\omega_0 t - \varphi)}, \quad (7)$$

где $k = (1 - \mu^2)/E$.

Используя принятые граничные условия, можно написать систему уравнений для определения постоянных интегрирования

$$\begin{cases} C_1 J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) + C_2 N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) = 0; \\ C_1 J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) + C_2 N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) = 1, \end{cases}$$

откуда постоянные интегрирования:

$$C_1 = \frac{N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0)}{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) - J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0)}; \quad (8)$$

$$C_2 = \frac{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0)}{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) - J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0)}. \quad (9)$$

Относительное радиальное перемещение u_w витка спирали (безразмерная величина) после подстановки постоянных интегрирования в (7)

$$u_w = \frac{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w) + AN_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w)}{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) + AN_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0)}, \quad (10)$$

где

$$A = -J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0) / N_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_0).$$

Тогда форма колебания спиральной пружины

$$u_w(1) = \sum_{w=1}^N \frac{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w) + AN_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} r_w)}{J_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0) + AN_1(\omega_0 \sqrt{\rho_k} R_0)} \eta(r_{w+1} - r_w),$$

где единичная функция Хевисайда

$$\eta(r_{w+1} - r_w) = \begin{cases} 1, & r_{w+1} - r_w = s; \\ 0, & 0 < r_{w+1} - r_w < s; \\ s - \text{шаг витка.} \end{cases}$$

Если считать, что спираль подключена к источнику синусоидального тока $i = I_m \sin \omega t$, то уравнение (3) можно переписать в виде:

$$\ddot{x} + 2\zeta\dot{x} + \omega_0^2 x = u_w(1) \left\{ \frac{I_m^2}{2} \left[\sum_{w=1}^N \frac{dL_{0w}}{dr_{0w}} + 2 \sum_{w=1}^N \sum_{n=1}^N \frac{dM_{0w}}{dr_{0w}} \right] + \left(\sum_{w=1}^N L_u + 2 \sum_{w=1}^N \sum_{n=1}^N M_{u_1 w_1 n} \right) \right\} \sin^2 \omega t + B_0 I_m \sin \omega t \quad (11)$$

Решение полученного уравнения находится как сумма решений вида:

$$x_1 = \frac{u_w(1)}{M_{np} \omega_0^2} \frac{I_m^2}{4} \left[\left(\sum \frac{dL_{0w}}{dr_{0w}} + 2 \sum \sum \frac{dM_{0w}}{dr_{0w}} + \left(\sum L_u + 2 \sum \sum M_{u_1 w_1 n} \right) \right); \quad (12)$$

$$x_2 = \frac{u_w(1)}{M_{np} \omega_0^2} \frac{I_m^2}{4 \sqrt{(1-4q^2)^2 + 16D^2 q^2}} \times$$

$$\left[\sum \frac{dL_{0w}}{dr_{0w}} + 2 \sum \sum \frac{dM_{0w}}{dr_{0w}} + \left(\sum L_u + 2 \sum \sum M_{u_1 w_1 n} \right) \right] \times \cos(2\omega t + \varphi); \quad (13)$$

$$x_3 = \frac{u_w(1)}{M_{np} \omega_0^2} \frac{I_m B_0 I}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}} \sin(\omega t + \varphi_0), \quad (14)$$

где M_{np} — масса приведенной спиральной пружины.

Суммарное результирующее усилие, развиваемое спиральным вибрационным электродвигателем, получается из второго закона Ньютона для движущихся ускоренно тел:

$$F_{\Sigma} = q^2 u_w(1) \left\{ \frac{4I_m^2 \left[\sum \frac{dL_{0w}}{dr_{0w}} + 2 \sum \sum \frac{dM_{0w}}{dr_{0w}} + \left(\sum L_u + 2 \sum \sum M_{u_1 w_1 n} \right) \right]}{\sqrt{(1-4q^2)^2 + 16D^2 q^2}} \times \cos(2\omega t + \varphi) - \frac{I_m B_0 I}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}} \sin(\omega t + \varphi_0) \right\}. \quad (15)$$

В вибрационном электродвигателе электроди-

намические усилия, возникающие между витками спирали, на несколько порядков ниже электромагнитных усилий от взаимодействия витка спирали с током с магнитным полем, поэтому первым усилием можно пренебречь, и окончательное соотношение, характеризующее выходные характеристики исследуемого двигателя, имеет вид:

$$F = I_m l B_0 u_w (1) \frac{q^2}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}} \sin(\omega t + \varphi_0). \quad (16)$$

Представляет интерес расчет выражения (16) для некоторых частных случаев:

1. Спиральный электродвигатель имеет малую частоту собственных колебаний и аргумент функции Бесселя существенно меньше единицы ($l_0 r_w \ll 1$). Используя соотношения для функции Бесселя при малых аргументах, после несложных преобразований имеем [3]:

$$F = \frac{\sqrt{2}}{2} I_m l B_0 \frac{R_0}{R_0^2 - r_0^2} \sum_{w=1}^N \frac{r_w^2 - r_0^2}{r_w} \frac{q^2}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}}. \quad (17)$$

2. Спиральный электродвигатель имеет большие геометрические размеры и аргументы функции Бесселя существенно больше единицы ($l_0 r_w \gg 1$). Используя формулы для функции Бесселя при больших аргументах и после преобразований, имеем:

$$F = \frac{\sqrt{2}}{2} I_m l B_0 \sum_{w=1}^N \frac{\left[\sin\left(l_0 \gamma_w - \frac{\pi}{4}\right) - A \cos\left(l_0 \gamma_w - \frac{\pi}{4}\right) \right]}{\sin\left(l_0 R_0 / R_1 - \frac{\pi}{4}\right) - A \cos\left(l_0 R_0 / R_1 - \frac{\pi}{4}\right)} \times \frac{q^2}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}}, \quad (18)$$

где $\gamma_w = r_w / R_1$ — относительный радиус.

В случае двухвитковой спиральной машины с бесконечно большими геометрическими размерами

$$F = \frac{\sqrt{2}}{2} I_m l B_0 \frac{q^2}{\sqrt{(1-q^2)^2 + 4D^2 q^2}}, \quad (19)$$

что совпадает с формулой, полученной ранее для расчета классических электрических машин для возбуждения вибрационных колебаний [4, 5].

3. Если спираль подключена к источнику постоянного тока, то сила, развиваемая электродвигателем,

$$F = B_0 I_m u_w (1).$$

В случае двухвитковой спиральной машины с бесконечно большой кривизной радиуса вторичного элемента

$$F = B_0 I_m,$$

что соответствует закону Ампера.

Результаты вычислений относительных значений $f^* = F / B_0 I_m u_w (1)$, полученные численным решением (16) для двух вариантов исполнения вибрационного электродвигателя со спиральной пружиной из латуни, приведены на рис. 3. Электродвигатель имеет следующие параметры: I-й

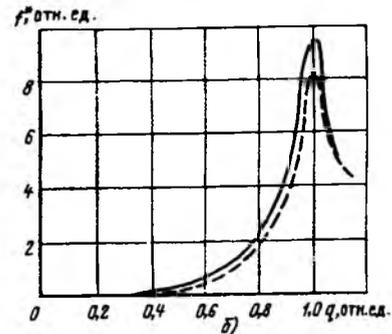
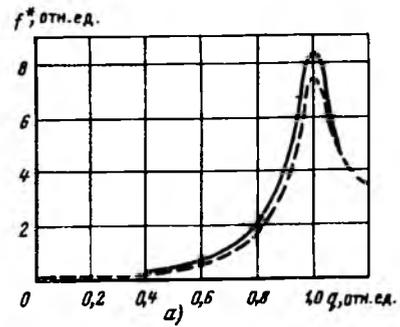


Рис. 3. Относительная механическая характеристика опытной модели вибрационного электродвигателя: а — I-й вариант исполнения ЭД, б — II-й вариант; — — — — расчет по (16); — — — — экспериментальные данные

вариант исполнения (рис. 3,а): $w=4$; $h=0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $b=5 \cdot 10^{-3}$ м; $r_0=2,95 \cdot 10^{-3}$ м; $R_1=6,26 \cdot 10^{-3}$ м; $R_2=9,33 \cdot 10^{-3}$ м; $R_3=12 \cdot 10^{-3}$ м; $R_0=15,47 \cdot 10^{-3}$ м; $l=27,29 \cdot 10^{-3}$ м; II-й вариант (рис. 3,б): $w=4$; $h=0,1 \cdot 10^{-3}$ м; $b=6 \cdot 10^{-3}$ м; $r_0=2,87 \cdot 10^{-3}$ м; $R_1=6,27 \cdot 10^{-3}$ м; $R_2=9,42 \cdot 10^{-3}$ м; $R_3=12,57 \cdot 10^{-3}$ м; $R_0=15,72 \cdot 10^{-3}$ м; $l=27,62 \cdot 10^{-3}$ м. На рис. 3 показаны также экспериментальные характеристики разработанных с теми же геометрическими параметрами электродвигателей.

Экспериментальная проверка полученных соотношений на опытных образцах позволила сделать вывод, что рассчитанные по (16) значения механической характеристики совпадают с опытными в пределах точности эксперимента (около 70%).

Полученные соотношения позволяют анализировать различные конструкции вибрационных преобразователей со спиральным элементом и могут быть использованы при расчетах и проектировании таких преобразователей, работающих как в линейной, так и в нелинейной части механических характеристик.

Список литературы

1. Тимошенко С.П., Янг Д.К., Уивер У. Колебания в инженерном деле. М.: Машиностроение, 1985.
2. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Под ред. И.Г. Арамановича. М.: Наука, 1984.
3. Справочник по специальным функциям / Под ред. М. Абрамовича, И. Стигана. М.: Наука, 1979.
4. Вибрация в технике. Справочник / Под ред. В.Н. Челомея. М.: Машиностроение, 1980. Т. 3.
5. Вольдек А.И. Электрические машины. М.-Л.: Энергия, 1974.

СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БЕСКОНТАКТНОГО АСИНХРОНИЗИРОВАННОГО ВЕНТИЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Ю.П. СОНИН, доктор техн. наук, В.Ф. БАЙНЕВ, инж., И.В. ГУЛЯЕВ, канд. техн. наук

Создание асинхронизированного вентильного двигателя в контактном (АВД) и бесконтактном (БАВД) исполнениях [1—6] является новым этапом в развитии вентильных электрических машин. АВД и БАВД практически не имеют ограничений в режиме упора, позволяют осуществить электрическое рекуперативное торможение до полной остановки электропривода, его ускоренный реверс, обладают высокими пусковыми и перегрузочными характеристиками. Принцип действия обобщенного двигателя постоянного тока (ДПТ) у АВД (БАВД) достигается определенными законами его управления во всех режимах работы:

поддержание примерного постоянства угла сдвига фаз первых гармоник напряжения и тока якоря $\varphi \approx \text{const}$ с тактовой самосинхронизацией двигателя по положению магнитного поля;

поддержание постоянства частоты возбуждения $\omega_f(\nu_f) = \text{const}$ или $\omega_0(s_0 = \text{const})$;

превышение МДС обмотки возбуждения над МДС обмотки якоря;

регулирование скорости вращения АВД теми же способами, что и у ДПТ.

Указанные законы управления АВД и БАВД можно реализовать только в том случае, если обмотка якоря двигателя питается от преобразователя частоты (ПЧ) с выходным инвертором тока (ИТ), а обмотка возбуждения — от ПЧ_ф с инвертором напряжения (например, АИН с ШИМ или НПЧ).

Установившиеся режимы работы БАВД, представляющего собой последовательный каскад АВД и его возбuditеля (В), рассматриваются при общепринятых допущениях с учетом насыщения главной магнитной цепи АВД и В на основе векторных уравнений Парка—Горева в системе синхронных координат якоря (о.е.).

Вначале рассматривается вариант БАВД с неизменными значениями напряжения и частоты возбуждения.

Система уравнений БАВД в этом случае запишется следующим образом:

$$\underline{U} = (r + j\nu x) \underline{I} + j\nu x_{ar} \underline{I}_r; \quad (1)$$

$$0 = (r_r + js_0 x_r) \underline{I}_r + js_0 x_{ar} \underline{I} + js_0 x_{fr} \underline{I}_f; \quad (2)$$

$$\underline{U}_f = (r_f + j\nu_f x_f) \underline{I}_f + j\nu_f x_{fr} \underline{I}_r; \quad (3)$$

$$M_{\text{Д}} = \text{Re } j(\underline{I} \cdot \underline{I}_r)^*; \quad (4)$$

$$M_{\text{В}} = \text{Re } j(\underline{I}_r \cdot \underline{I}_f)^* k_p x_{fr}, \quad (5)$$

где $\underline{U}, \underline{U}_f$ — результирующие комплексные функции напряжений якоря АВД и статора возбuditеля В; $\underline{I}, \underline{I}_f, \underline{I}_r$ — результирующие комплексные функции токов обмоток якоря АВД, статора В и их роторов; r, r_f, r_r — активные сопротивления этих обмоток; x, x_f, x_r — их полные индуктивные сопротивления; x_{ar}, x_{fr} — сопротивления взаимной индукции обмоток якоря и ротора АВД, статора и ротора В с учетом насыщения; ν, ν_f, s_0 — относительные угловые частоты напряжений обмоток якоря АВД, статора В и их роторов; $M_{\text{Д}}, M_{\text{В}}$ — электромагнитные вращающие моменты АВД и В; k_p — отношение чисел пар полюсов возбuditеля $p_{\text{В}}$ и двигателя $p_{\text{Д}}$ ($k_p = p_{\text{В}}/p_{\text{Д}}$).

Частота тока в роторе БАВД при заданной частоте возбуждения ν_f [6]:

$$s_0 = \frac{\nu_f + k_p \nu}{1 + k_p}.$$

Решение системы уравнений (1)—(3) позволяет определить значения токов в обмотках двигателя и их составляющие:

$$I = \frac{U \sin \theta}{r \sin(\varphi + \theta) + \nu x \cos(\varphi + \theta)}; \quad (6)$$

$$I_r = \frac{(r \sin \varphi + \nu x \cos \varphi) I}{\nu x_{ar} \sin \theta}; \quad (7)$$

$$I_{fa} = \frac{I_r (x_r \sin \theta + r_r \cos \theta / s_0) - x_{ar} I \cos \varphi}{x_{fr}}; \quad (8)$$

$$I_{fp} = \frac{I_r (x_r \cos \theta - r_r \sin \theta / s_0) - x_{ar} I \sin \varphi}{x_{fr}}; \quad (9)$$

где θ — угол нагрузки БАВД (угол между векторами напряжения \underline{U} и ЭДС якоря АВД $\underline{E} = -j\nu x_{ar} \underline{I}_r$).

Электромагнитные вращающие моменты АВД, В и суммарный БАВД соответственно равны:

$$M_{\text{Д}} = \frac{U^2 \sin \theta \cos \varphi (r \text{tg} \varphi + \nu x)}{\nu \cos(\varphi + \theta) (r \text{tg}(\varphi + \theta) + \nu x)^2}; \quad (10)$$

При $r \approx 0$ и $\varphi \approx 0$

$$M_{\text{Д}} = \left(\frac{U}{\nu}\right)^2 \frac{\text{tg} \theta}{x}; \quad (11)$$

$$M_{\text{В}} = k_p (M_{\text{Д}} - I_r^2 r_r / s_0); \quad (12)$$

$$M_{\text{БАВД}} = (1 + k_p) M_{\text{Д}} - k_p r_r I_r^2 / s_0. \quad (13)$$

Частоты токов обмоток роторов и якоря БАВД равны [6]:

$$s_0 = k_p \nu_{r\text{Д}} + \nu_f; \quad \nu = \nu_{r\text{Д}} + s_0,$$

где $\nu_{r\text{Д}}$ — относительная частота вращения ротора АД.

С учетом этих соотношений механическая мощность БАВД [6]:

$$P_{\text{мех}} = \nu_{r\text{Д}} (M_{\text{Д}} + M_{\text{В}}) = \nu_{r\text{Д}} [(1 + k_p) M_{\text{Д}} - k_p r_r I_r^2 / s_0].$$

Причем в случае поддержания $\nu_f = \text{const}$

$$P_{\text{мех}} = (\nu - \nu_f) \left(M_{\text{Д}} - \frac{k_p r_r I_r^2}{k_p \nu + \nu_f} \right), \quad (14)$$

а при $s_0 = \text{const}$

$$P_{\text{мех}} = (\nu - s) [(1 + k_p) M_{\text{Д}} - k_p r_r I_r^2 / s_0]. \quad (15)$$

Для анализа рабочих и угловых характеристик БАВД можно использовать выражение частоты якоря, полученное из его векторной диаграммы:

$$\nu = \frac{U - r I \cos \varphi}{x_{ar} I_r \cos \theta - x I \sin \varphi}. \quad (16)$$

На основе приведенных выражений рассчитаны рабочие и угловые характеристики БАВД на базе двух серийных асинхронных двигателей: 4АНК355М8У3 ($P_{2\text{н}} = 200$ кВт, $p_{\text{Д}} = 4$) — АД, 4АНК225М4У3 ($P_{2\text{н}} = 55$ кВт с перемоткой на $p_{\text{В}} = 1$) — В.

Расчет характеристик БАВД выполнен для оптимального значения угла сдвига фаз напряжения и тока якоря АД по минимуму суммарной потребляемой мощности БАВД, а именно при $\varphi = 0$ и $\nu_f = \text{const}$ [6]. При этом в качестве номинального принят режим БАВД, при котором $M_{\text{Д}} = 1,0$ и $\nu_{r\text{Д}} = 1,0$. Анализ полученных характеристик (рис. 1, а, б) позволяет сделать следующие выводы:

1. Скоростные характеристики БАВД $\nu_{r\text{Д}} = f(P_2)$ при $U_f = \text{const}$, $\nu_f = \text{const}$ ($\nu_f = 0,1$) подобны аналогичным характеристикам ДПТ параллельного возбуждения.

2. Возбудитель в номинальном режиме БАВД создает электромагнитный вращающий момент, составляющий 21,7% момента двигателя и совпадающий с ним по знаку.

3. Характер кривой активной мощности возбуждения $P_f = f(P_2)$ свидетельствует о транзите активной мощности из цепи якоря в цепь статора В.

4. Угловые характеристики вращающего момента рассматриваемого варианта БАВД $M_{\text{БАВД}} = f(\theta)$ (рис. 1, б) показывают, что он обладает

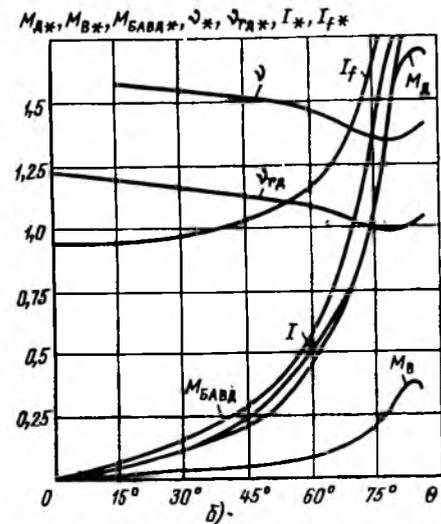
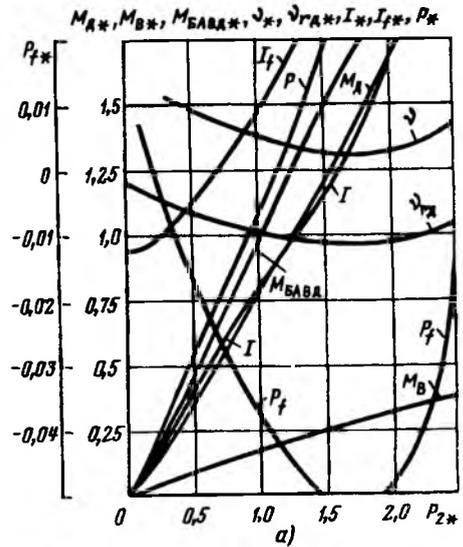


Рис. 1. Характеристики БАВД при $\nu_f = \text{const}$: а — рабочие $M_{\text{Д}}$, $M_{\text{В}}$, $M_{\text{БАВД}}$, ν , $\nu_{r\text{Д}}$, I , I_f , P , $P_f = f(P_2)$; б — угловые $M_{\text{Д}}$, $M_{\text{В}}$, $M_{\text{БАВД}}$, ν , $\nu_{r\text{Д}}$, I , $I_f = f(\theta)$

сравнительно низкой перегрузочной способностью. Так, при критическом угле нагрузки $\theta_{\text{кр}} = 83^\circ$ его максимальный электромагнитный момент $M_{\text{БАВДmax}} = 2,28$.

В электроприводах постоянного тока с однозонным регулированием скорости наиболее распространены режимы ДПТ с неизменным магнитным потоком $\Phi_\delta = \text{const}$. Поэтому у БАВД, являющегося вариантом обобщенного ДПТ, представляют интерес его рабочие характеристики с неизменным результирующим магнитным потоком в воздушном зазоре АД $\Phi_\delta = \text{const}$, т.е. с неизменным насыщением его главной магнитной цепи за исключением зубцовых зон.

Система уравнений БАВД при $\Phi_\delta (\Psi_\delta) = \text{const}$ [6]:

$$\underline{U} = (r + j \nu x_\sigma) \underline{I} + j \nu \underline{\Psi}_\delta; \quad (17)$$

$$0 = (r_r + j s_0 (x_{r\text{Д}} + x_{r\text{В}})) I_r + j s_0 \underline{\Psi}_\delta + j s_0 x_{f\text{р}} I_f; \quad (18)$$

$$\underline{U}_f = (r_f + j\nu_f x_{f\sigma}) \underline{I}_f + j\nu_f x_{fr} I_r; \quad (19)$$

$$\underline{\Psi}_\delta = x_{ar} (\underline{I} + \underline{I}_r); \quad (20)$$

$$M_{Д} = \operatorname{Re} j(\underline{\Psi}_\delta \underline{I}); \quad (21)$$

$$M_B = \operatorname{Re} j(\underline{I}_f \underline{I}_r) k_p x_{fr}, \quad (22)$$

где $x_\sigma, x_{r\sigma Д}, x_f$ — индуктивные сопротивления рассеяния обмоток якоря, ротора АВД и статора В; $x_{rВ}$ — полное индуктивное сопротивление ротора В.

Из векторной диаграммы $\underline{\Psi}_\delta = -j\Psi_\delta e^{-j\theta'}$. Здесь θ' — угол нагрузки АВД (угол между векторами напряжения и результирующей ЭДС якоря).

Решение системы уравнений (17)–(22) позволяет найти токи в обмотках двигателя:

а) якоря АВД:

$$I = \frac{U \operatorname{tg} \theta'}{r \sin(\varphi + \theta') + \nu x \cos(\varphi + \theta')}; \quad (23)$$

б) роторов каскада:

$$\underline{I}_r = -[\Psi_\delta \sin \theta' / x_{ar} + I \cos \varphi] - j[\Psi_\delta \cos \theta' / x_{ar} + I \sin \varphi]; \quad (24)$$

в) статора В:

$$\underline{I}_f = \frac{1}{x_{fr}} \left\{ \Psi_\delta \sin \theta' - \left[\frac{r_r}{s_0} \cos \theta + (x_{r\sigma Д} + x_{rВ} \sin \theta) I_r + j \left[\Psi_\delta \cos \theta' + \left(\frac{r_r}{s_0} \sin \theta - (x_{r\sigma Д} + x_{rВ}) \cos \theta \right) I_r \right] \right\}, \quad (25)$$

где углы θ и θ' связаны между собой соотношением:

$$\cos(\varphi + \theta') = \frac{x_{ar} I_r}{\Psi_\delta} \cos(\varphi + \theta).$$

Частота напряжения и тока якоря АВД [4]:

$$\nu = \frac{-[r\Psi_\delta (\sin \theta' + \cos \theta' \operatorname{tg} \varphi) - x_\sigma U] + \sqrt{[r\Psi_\delta (\sin \theta' + \cos \theta' \operatorname{tg} \varphi) - x_\sigma U]^2 + \sqrt{4rx_\sigma \Psi_\delta (\cos \theta' - \sin \theta' \operatorname{tg} \varphi) U \operatorname{tg} \varphi}}}{2x_\sigma \Psi_\delta (\cos \theta' - \sin \theta' \operatorname{tg} \varphi)}; \quad (26)$$

Электромагнитные вращающие моменты АВД и В [4], [6]:

$$M_{Д} = \frac{\nu \Psi_\delta^2 [0,5 \sin 2\theta' - \sin^2 \theta' \operatorname{tg} \varphi]}{r \operatorname{tg} \varphi + \nu x_\sigma}; \quad (27)$$

$$M_B = k_p (M_{Д} - r_r I_r^2 / s_0),$$

причем последнее выражение совпадает с (12).

Подставив (23), (24), (27) в выражение (13), получим развернутое выражение электромагнит-

ного момента двигателя:

$$M_{БВВД} = (1 + k_p) \frac{\nu \Psi_\delta^2 (0,5 \sin 2\theta' - \sin^2 \theta' \operatorname{tg} \varphi)}{r \operatorname{tg} \varphi + \nu x_\sigma} - k_p \frac{r_r}{s_0} \left[\left(\frac{\Psi_\delta}{x_{fr}} \sin \theta' + \frac{A}{z_\sigma^2} \right)^2 + \left(\frac{\Psi_\delta}{x_{fr}} \cos \theta' + \frac{A \operatorname{tg} \varphi}{z_\sigma^2} \right)^2 \right], \quad (28)$$

где $A = rU - (r \cos \theta' - \nu x_\sigma \sin \theta') \nu \Psi_\delta$; $z_\sigma^2 = r^2 + \nu^2 x_\sigma^2$.

При допущении $r \approx 0$

$$M_{БВВД} = (1 + k_p) \frac{\Psi_\delta^2 (0,5 \sin 2\theta' - \sin^2 \theta' \operatorname{tg} \varphi)}{x_\sigma} - \frac{k_p r_r \Psi_\delta^2}{s_0} \left[\left(\frac{x_f + x_\sigma}{x_{fr} x_\sigma} \right)^2 \sin^2 \theta' + \left(\frac{1}{x_{fr}} \cos \theta' + \frac{\operatorname{tg} \varphi}{x_\sigma} \sin \theta' \right)^2 \right]. \quad (29)$$

Из последнего выражения следует, что при $r=0$ вращающий момент БВВД не зависит от напряжения и частоты тока якоря АВД.

Критическое значение угла нагрузки $\theta'_{кр}$, соответствующее максимальной величине $M_{БВВД}$,

$$\operatorname{tg} 2\theta'_{кр} = \frac{1 + k_p (1 - 2r_r \operatorname{tg} \varphi / s_0 x_{fr})}{\operatorname{tg} \varphi + k_p \left[\operatorname{tg} \varphi + \frac{r_r}{s_0} \left(\frac{2}{x_{fr}} + \frac{1}{x_\sigma \cos^2 \varphi} \right) \right]}. \quad (30)$$

При поддержании $\Psi_\delta = \text{const}$ рассматриваются два варианта БВВД: с постоянной частотой тока возбуждения $\nu_f = \text{const}$ ($s_0 = \text{var}$) и с постоянной частотой тока ротора $s_0 = \text{const}$ ($\nu_f = \text{var}$).

Рабочие и угловые характеристики БВВД с $\Psi_\delta = 1$, $\nu_f = 0,1$ и $\varphi = 0$ (рис. 2,а,б) свидетельствуют о следующем:

1. Скоростные характеристики БВВД подобны аналогичным характеристикам компенсированного ДПТ независимого возбуждения и практически абсолютно жесткие.

2. Электромагнитный вращающий момент В в номинальном режиме БВВД с $\nu_f = 0,1$ составляет 21,6% номинального момента АВД.

3. Активная мощность возбуждения отрицательна ($P_f < 0$) так же, как и при $\Psi_\delta \neq \text{const}$.

4. Предельный электромагнитный момент БВВД с $\nu_f = 0,1$ (рис. 2,б), ограниченный насыщением В, при котором невозможно дальнейшее поддержание $\Psi_\delta = 1$, достигает значения 3,82 ($M_{Д} = 3,42$; $M_B = 0,4$) при угле нагрузки $\theta' = 29^\circ 40'$. Максимальное значение момента БВВД, соответствующее критическому углу нагрузки (30) $\theta'_{кр} = 39^\circ 05'$ при $\Psi_\delta \approx 1$, $M_{БВВД} = 4,76$.

Второй вариант БВВД с $\Psi_\delta = \text{const}$ при поддержании $s_0 = \text{const}$ ($s_0 = 0,1$) и $\varphi = 0$ (рис. 3,а,б) характеризуется следующим.

1. Скоростные характеристики БВВД с $s_0 = 0,1$ также подобны аналогичным характеристикам компенсированного ДПТ независимого возбуждения.

2. Электромагнитный вращающий момент В в номинальном режиме БВВД с $s_0 = 0,1$ меньше,

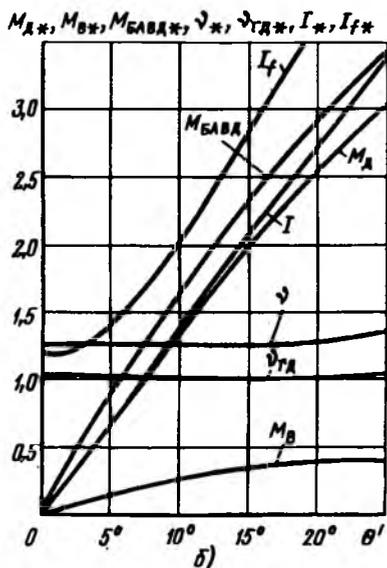
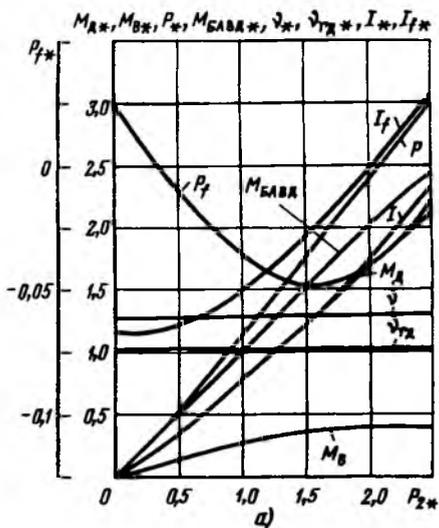


Рис. 2. Характеристики БАВД

при $v_f = \text{const}$ и $\Psi_\delta = \text{const}$;

а — рабочие $M_D, M_B, M_{BAVD}, \psi, \psi_{rD}, I, I_f, P, P_f = f(P_2)$;
 б — угловые $M_D, M_B, M_{BAVD}, \psi, \psi_{rD}, I, I_f = f(\theta')$

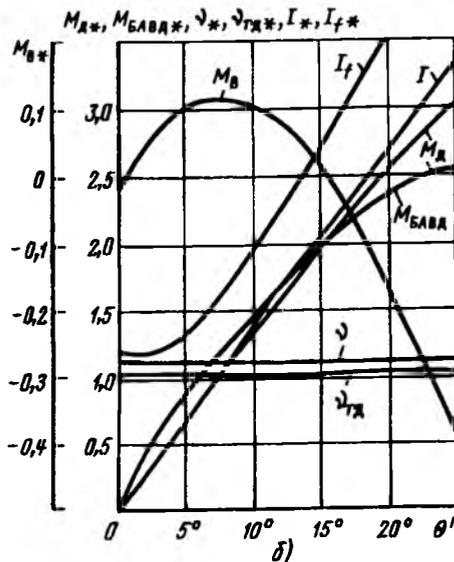
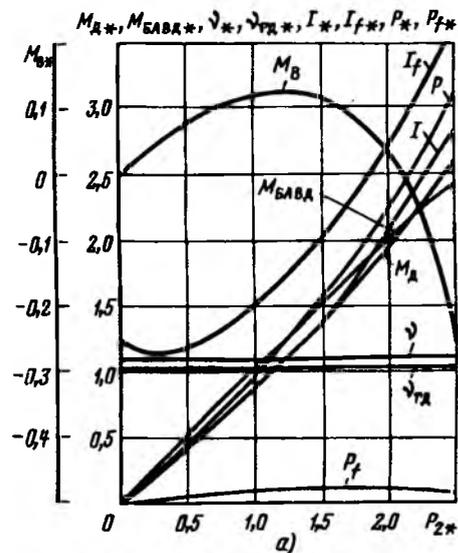


Рис. 3. Характеристики БАВД

при $s_0 = \text{const}$ и $\Psi_\delta = \text{const}$;

а — рабочие $M_D, M_B, M_{BAVD}, \psi, \psi_{rD}, I, I_f, P, P_f = f(P_2)$;
 б — угловые $M_D, M_B, M_{BAVD}, \psi, \psi_{rD}, I, I_f = f(\theta')$

чем у БАВД с $v_f=0,1$, и составляет 12,9% номинального момента АД.

3. Отсутствует транзит активной мощности из цепи якоря АД в цепь статора В, и, следовательно, $P_f > 0$. Последнее обусловлено изменением направления вращения магнитного поля статора В.

4. Предельный электромагнитный момент БАВД при $s_0=0,1$ (рис. 3,б) по условиям насыщения В меньше, чем при $v_f=0,1$, вследствие того, что момент В при больших нагрузках изменяет свой знак из-за большего значения тормозного асинхронного момента В $M_a = -r_r I_r^2 / s_0$ при меньшем значении s_0 . Так, при $\theta' = 26^\circ 20'$ $M_{BAVD} = 2,58$ ($M_D = 3,17$ и $M_B = -0,59$). При критическом угле нагрузки $\theta' = 26^\circ 05'$ и $\Psi_\delta \approx 1$ $M_{BAVD \max} = 2,6$, в то время как у АД $M_{AVD \max} = 4$. Таким образом, перегрузочная спо-

собность БАВД при $s=0,1$ ниже аналогичной АД и БАВД с $v_f=0,1$.

Следует отметить, что БАВД с $\Psi_\delta = \text{const}$ и $s_0 < 0$ нерационален, так как полная мощность В превышает мощность АД из-за противокомпаундного характера его возбуждения. Из обобщенного выражения электромагнитного вращающего момента $M = \Psi_\delta I \sin(\alpha_{\Psi_\delta, I})$ следует, что оптимальным вариантом АД по пусковым и перегрузочным характеристикам является вариант АД с ортогональным векторным управлением $\underline{\Psi}_\delta \perp \underline{I}$ [4]. При этом обеспечивается наилучшее использование активных материалов машины. Указанный вариант АД возможен только с поддержанием угла $\varphi = -\theta'$ и, следовательно, не является полным аналогом ДПТ.

Естественно, представляет интерес БАВД с ортогональным управлением как при поддержании $v_f = \text{const}$, так и $s_0 = \text{const}$.

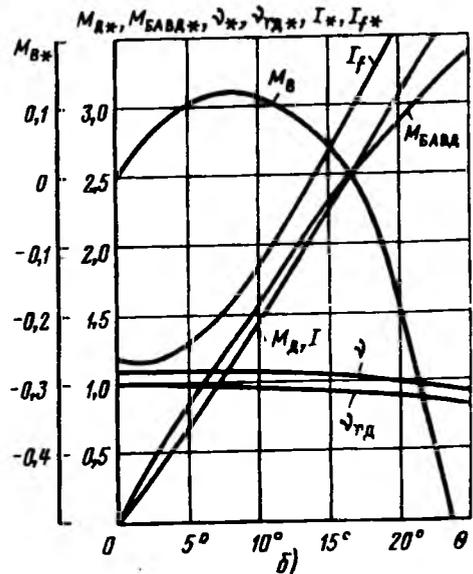
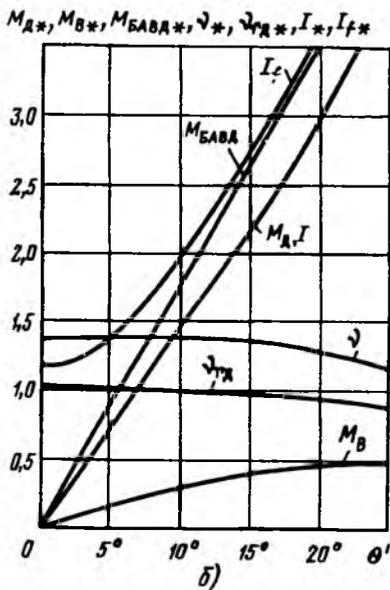
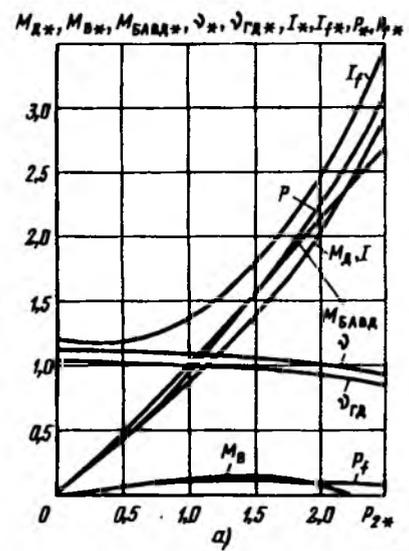
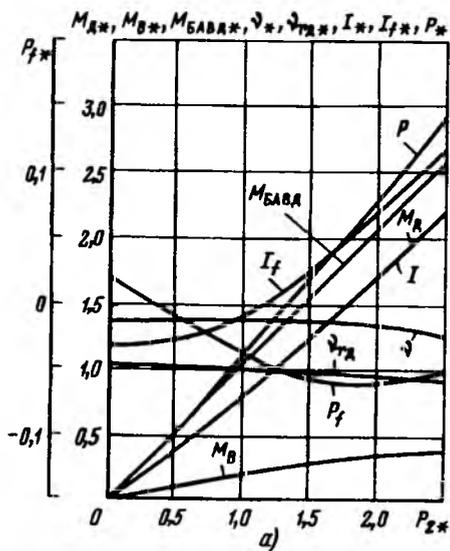


Рис. 4. Характеристики БАВД при $v_f = \text{const}$, $\varphi = -\theta'$, $\Psi_\delta = \text{const}$:

а — рабочие M_D , M_B , M_{BAVD} , v, v_{rD} , I , I_f , P , $P_f=f(P_2)$;
 б — угловые M_D , M_B , M_{BAVD} , v, v_{rD} , I , I_f , P , $P_f=f(\theta')$

Рис. 5. Характеристики БАВД при $s_0 = \text{const}$, $\varphi = -\theta'$, $\Psi_\delta = \text{const}$:

а — рабочие M_D , M_B , M_{BAVD} , v, v_{rD} , I , I_f , P , $P_f=f(P_2)$;
 б — угловые M_D , M_B , M_{BAVD} , v, v_{rD} , I , $I_f=f(\theta')$

В рассматриваемом случае БАВД угловая частота напряжения якоря и электромагнитный вращающий момент АД соответственно равны:

$$v = \frac{U \cos \theta' [1 + \sqrt{1 - 4r \Psi_\delta \operatorname{tg} \theta' / (x_\sigma U \cos \theta')}] }{2\Psi_\delta}; \quad (31)$$

$$M_D = \frac{\Psi_\delta^2 v \operatorname{tg} \theta'}{-r \operatorname{tg} \theta' + vx}; \quad (32)$$

При допущении $r \approx 0$

$$M_D = \frac{\Psi_\delta^2 \operatorname{tg} \delta \theta'}{x_\sigma}, \quad (35)$$

откуда следует, что перегрузочная способность АД и, следовательно, БАВД теоретически неограниченна.

Особенности режимов работы БАВД с ортогональным управлением $\Psi_\delta = \text{const}$ ($\Psi_\delta = 1$) и под-

держанием либо $v_f = 0,1$, либо $s_0 = 0,1$ (рис. 4, 5):

1. Скоростные характеристики БАВД имеют отрицательную жесткость, уменьшающуюся с нагрузкой, что обусловлено возрастающим углом $\varphi = -\theta'$ и, следовательно, намагничивающей реакцией якоря.

2. Моментные характеристики БАВД с $\varphi = -\theta'$; $\Psi_\delta = 1$ и $v_f = 0,1$ или $s_0 = 0,1$ при одинаковых значениях угла нагрузки соответствуют большим значениям вращающего момента при меньших токах обмоток В, чем в БАВД при $\Psi_\delta = 1$ с соответствующим поддержанием либо $v_f = 0,1$, либо $s_0 = 0,1$.

3. В варианте БАВД с $\varphi = -\theta'$ и $v_f = 0,1$ в основном диапазоне нагрузки активная мощность статора $P_f < 0$, а при $s_0 = 0,1$ — $P_f > 0$.

4. Из рис. 4, 5 следует, что при ортогональном управлении БАВД обеспечивает наибольшую пе-

регрузочную способность. Так, при $v_f=0,1$ и максимальном угле нагрузки по условиям насыщения $B \theta'=38^\circ 30'$ $M_{\text{БАВД}}=7,15$ ($M_{\text{Д}}=7,4$ и $M_{\text{В}}=-0,25$), а при $s_0=0,1$ $\theta'=28^\circ 20'$; $M_{\text{БАВД}}=3,65$ ($M_{\text{Д}}=4,81$ и $M_{\text{В}}=-1,16$). Причем при максимальных значениях электромагнитного вращающего момента БАВД в его обоих вариантах активная мощность $B P_f > 0$.

5. Электромагнитный вращающий момент B в номинальном режиме БАВД при $v_f=0,1$ составляет 22% номинального момента АД, в то время как при $s_0=\text{const}$ он не превышает 14%.

Характерным недостатком этого типа БАВД является некоторое снижение коэффициента мощности АД с ростом нагрузки, так как угол $\varphi = -\theta'$.

Общей особенностью рассмотренных вариантов БАВД является то, что в связи с повышенной частотой скольжения базовой машины АД его номинальный режим может быть обеспечен только при повышенном напряжении обмотки якоря у БАВД с $v_f=0,1$ при $s_0=0,35$ в пределах $U=1,36 \div 1,39$, а при $s_0=0,1$ соответственно $U=1,11 \div 1,13$. При этом одновременно с повышением полной мощности АД с увеличением скольжения увеличивается полная мощность возбуждения. Следовательно, при одной и той же номинальной мощности БАВД его расчетная мощность минимальна при поддержании $s_0=\text{const}$ ($s_0=0,1$).

Вывод

Анализ и сравнение рабочих и угловых характеристик рассмотренных вариантов БАВД показывает, что при заданной номинальной мощности АД оптимальным вариантом по использованию активных материалов машин каскада и перегрузочной способности является БАВД с поддержанием неизменного результирующего магнитного потока АД $\Psi_\delta = \text{const}$ и ортогональности векторов данного потока и тока якоря $\underline{\Psi}_\delta - \underline{I}$.

Список литературы

1. А.с. 1561163 (СССР). Бесконтактный асинхронизированный вентильный электродвигатель / Ю.П. Сонин, Ю.Г. Шакарян, С.А. Юшков и др. // Открытия. Изобретения. 1990. № 16.
2. А.с. 1636949 (СССР). Электропривод переменного тока / Ю.П. Сонин, С.А. Юшков, Ю.И. Прусаков // Открытия. Изобретения. 1991. № 13.
3. Сонин Ю.П. Статические характеристики машины двойного питания в режиме вентильного двигателя // Электричество. 1985. № 4. С. 60–62.
4. Сонин Ю.П., Прусаков Ю.И. Перегрузочная способность машины двойного питания в режиме вентильного двигателя // Электричество. 1988. 1988. № 3. С. 57–60.
5. Сонин Ю.П., Прусаков Ю.И. Пусковые характеристики машины двойного питания в режиме вентильного двигателя // Электричество. 1988. № 3. С. 61–65.
6. Сонин Ю.П., Юшков Ю.И., Прусаков Ю.И. Бесконтактный асинхронизированный вентильный двигатель // Электричество. 1989. № 11. С. 41–46.

УДК 621.313.338.2.001.5

КОЭФФИЦИЕНТЫ СТУПЕНЧАТОГО СДВИГА ЧАСТЕЙ МАГНИТОПРОВОДОВ СТАТОРА И СКОСА ПАЗОВ ЗИГЗАГОБРАЗНОЙ ФОРМЫ В АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯХ С КОРОТКОЗАМКНУТЫМ РОТОРОМ

Б.Ф. КОВАЛЕВ

Из [1–5] известно, что в тех случаях, когда к двигателю предъявляются повышенные требования по уровням шума и вибрации, целесообразно применять сложные формы ступенчатого сдвига или скоса, например зигзагообразную, которая лежит в основе всех известных сложных форм ступенчатого сдвига и скоса. Уровни шума и вибрации в этом случае снижаются путем уменьшения их магнитной составляющей посредством улучшения распределения магнитного поля и его пространственных составляющих в воздушном зазоре двигателя вдоль оси вращения ротора. Вместе с тем до сих пор остаются неизвестными степень и характер влияния зигза-

гообразной формы сдвига и скоса на пространственные гармонические составляющие магнитного поля в воздушном зазоре двигателя. Определение указанного влияния возможно только при значении коэффициентов ступенчатого сдвига и скоса зигзагообразной формы, аналитические выражения которых неизвестны и которые необходимо получить.

В [6] установлено, что в выпускаемых электрических машинах переменного тока, в том числе и асинхронных двигателях, магнитопроводы которых набираются из листов электротехнической стали, имеет место не скос пазов или полюсных наконечников статора, а ступенчатый

сдвиг частей их магнитопроводов или листов стали. В связи с этим определим сначала аналитическое выражение коэффициента ступенчатого сдвига зигзагообразной формы.

Для его получения воспользуемся такой же моделью асинхронного двигателя со ступенчатыми магнитопроводами статора или ротора и такими же допущениями, что и в [6]. Магнитопровод явнополюсного статора модели, а следовательно, и его полюсные наконечники (рис. 1),

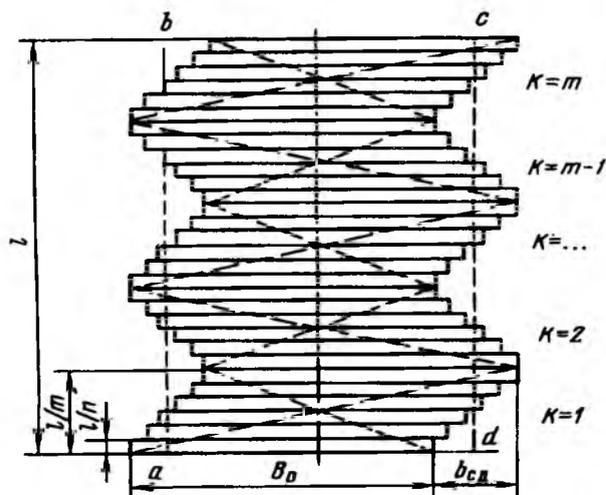


Рис. 1. Развертка расточки ступенчатого магнитопровода полюсных наконечников зигзагообразной формы

состоит вдоль оси вращения ротора из n частей (листов стали) одинаковой толщины, разделенных на m одинаковых участков. Ступенчатый сдвиг двух рядом лежащих частей осуществлен в противоположные стороны. Центральные углы сдвига крайних частей участков магнитопровода полюсных наконечников одинаковы

$$\gamma_{сд1} = \gamma_{сд2} = \dots = \gamma_{сдm-1} = \gamma_{сдm} = \gamma_{сд}. \quad (1)$$

Конструктивной особенностью ступенчатого сдвига зигзагообразной формы является то, что геометрические центры всех m участков лежат на оси вращения ротора.

Согласно принятой модели двигателя его можно представить в виде m -статорного двигателя, обмотки которого соединены последовательно. Тогда коэффициент ступенчатого сдвига зигзагообразной формы может быть получен как отношение суммы средних значений ν -й гармоники МДС обмоток статоров m -статорного двигателя к среднему значению ν -й гармоники МДС обмотки прямого (неступенчатого) статора двигателя

$$b_{\nu сд} = \frac{F_{\nu сд}}{F_{\nu пр}}. \quad (2)$$

Сумму средних значений ν -й гармоники МДС обмоток статоров m -статорного двигателя можно

записать следующим образом

$$F_{\nu сд} = \sum_{k=1}^m \bar{F}_{\nu k}, \quad (3)$$

где $k=1, 2, 3, \dots, m-1, m$ — порядковый номер статора m -статорного двигателя; $\bar{F}_{\nu k}$ — среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки k -го статора.

Для определения $\bar{F}_{\nu k}$ k -й статор m -статорного двигателя в свою очередь можно представить в виде n/m -статорного двигателя, обмотки которого соединены последовательно.

При четном числе статоров в k -м статоре

$$\bar{F}_{\nu k} = 2 \sum_{i=1}^{n/2m} \bar{F}_{\nu i}, \quad (4)$$

где $i=1, 2, 3, \dots, n/2m$ — порядковый номер статора n/m -статорного двигателя; $\bar{F}_{\nu i}$ — среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки i -го статора.

При нечетном числе статоров в k -м статоре

$$\bar{F}_{\nu k} = \bar{F}_{\nu 0} + 2 \sum_{i=1}^{\frac{n/m-1}{2}} \bar{F}_{\nu i}, \quad (5)$$

где $i=1, 2, 3, \dots, n/m-1$ — порядковый номер статора n/m -статорного двигателя; $\bar{F}_{\nu 0}$ — среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки среднего статора n/m -статорного двигателя.

Подставив (4) и (5) поочередно в выражение (3), получим:

для четного числа статоров в k -м статоре m -статорного двигателя

$$F_{\nu сд} = 2 \sum_{k=1}^m \sum_{i=1}^{n/2m} \bar{F}_{\nu i}. \quad (6)$$

Для нечетного числа статоров в k -м статоре m -статорного двигателя

$$F_{\nu сд} = \sum_{k=1}^m \bar{F}_{\nu 0} + 2 \sum_{k=1}^m \sum_{i=1}^{(n/m-1)/2} \bar{F}_{\nu i}. \quad (7)$$

Если принять, что в участке $k=1$ магнитопровода ступенчатого статора зигзагообразной формы центральный угол сдвига крайних частей $\gamma_{сд}$, опирающийся на длину дуги сдвига $b_{сд}$ (рис. 2,а) положительный, то в участке $k=2$ он будет отрицательным (рис. 2,б). Иначе, в нечетных участках магнитопровода угол сдвига положительный, а в четных — отрицательный.

Тогда, любую гармонику МДС обмотки i -го статора для нечетного статора m -статорного двигателя (рис. 2,а) в момент времени $t=0$ можно записать следующим образом:

при четном n/m

$$F'_{\nu i} = F_{\nu m} \cos \left(\nu \alpha - \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right); \quad (8)$$

при нечетном n/m

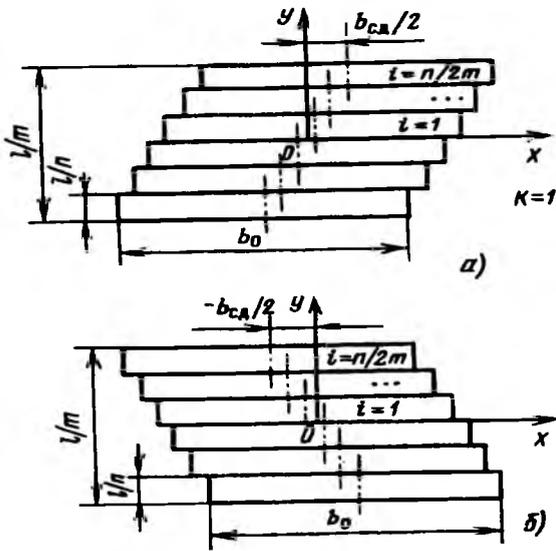


Рис. 2. К определению коэффициента ступенчатого сдвига зигзагообразной формы: а — развертка расточки полюсных наконечников нечетного участка ступенчатого магнитопровода статора с четным n/m ; б — развертка расточки полюсных наконечников четного участка ступенчатого магнитопровода статора с четным n/m

$$F'_{vi} = F_{vm} \cos \left(\nu\alpha - \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \right). \quad (9)$$

Для четного статора m -статорного двигателя (рис. 2,б) в момент времени $t=0$ соответственно имеем:

при четном n/m

$$F'_{vi} = F_{vm} \cos \left(\nu\alpha + \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right); \quad (10)$$

при нечетном n/m

$$F'_{vi} = F_{vm} \cos \left(\nu\alpha + \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \right). \quad (11)$$

Средние значения ν -й гармоники МДС обмотки i -го статора при четном и нечетном n/m для нечетного и четного k будут иметь соответственно следующий вид:

$$\bar{F}_{vi} = \frac{e/m}{n/m} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \left(\nu\alpha - \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right) d\alpha; \quad (12)$$

$$\bar{F}'_{vi} = \frac{e/m}{n/m} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \left(\nu\alpha - \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \right) d\alpha; \quad (13)$$

$$\bar{F}_{vi1} = \frac{e/m}{n/m} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \left(\nu\alpha + \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right) d\alpha; \quad (14)$$

$$\bar{F}'_{vi2} = \frac{e/m}{n/m} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \left(\nu\alpha + \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \right) d\alpha. \quad (15)$$

Определим среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки i -го статора при четном n/m для четного k . С учетом того, что

$$\begin{aligned} \cos \left(\nu\alpha - \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right) &= \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} + \\ &+ \sin \nu\alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд}, \end{aligned}$$

запишем:

$$\begin{aligned} \bar{F}'_{vi1} &= \frac{1}{n} F_{vm} \left(\int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha + \right. \\ &\left. + \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \sin \nu\alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha \right). \end{aligned}$$

Найдем из приведенной суммы интегралов каждый интеграл в отдельности:

$$\begin{aligned} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha &= \frac{2}{\nu} \cos \nu \times \\ &\times \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \sin \nu\alpha_0; \end{aligned}$$

$$\int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \sin \nu\alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha = 0.$$

Тогда

$$\bar{F}'_{vi1} = \frac{2i}{n\nu} F_{vm} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \sin \nu\alpha_0. \quad (16)$$

Для нечетного n/m , произведя аналогичные преобразования, будем иметь

$$\bar{F}'_{vi1} = \frac{2i}{n\nu} F_{vm} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \sin \nu\alpha_0. \quad (17)$$

Определим средние значения ν -й гармоники МДС обмотки i -го статора при четном n/m для четного k . С учетом того, что

$$\begin{aligned} \cos \left(\nu\alpha + \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \right) &= \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} - \\ &- \sin \nu\alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд}, \end{aligned}$$

запишем:

$$\begin{aligned} \bar{F}'_{vi2} &= \frac{1}{n} F_{vm} \left(\int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha - \right. \\ &\left. - \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \sin \nu\alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha \right). \end{aligned}$$

Найдем из приведенной суммы интегралов каждый интеграл в отдельности. Опустив промежуточные преобразования, получим:

$$\int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \cos \nu\alpha \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} d\alpha = \frac{2}{\nu} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \times$$

$$\times \sin \nu \alpha_0; \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} \sin \nu \alpha \sin \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} d\alpha = 0.$$

В результате получим:

$$F'_{vi2} = \frac{2l}{nv} F_{vm} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \sin \nu \alpha_0. \quad (18)$$

Для нечетного n/m , произведя аналогичные преобразования, будем иметь:

$$\bar{F}'_{vi2} = \frac{2l}{nv} F_{vm} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \sin \nu \alpha_0. \quad (19)$$

Из выражений (16)–(19) следует, что: при четном n/m

$$\bar{F}'_{vi1} = \bar{F}'_{vi2} = \bar{F}'_{vi} = \frac{2l}{nv} F_{vm} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд} \sin \nu \alpha_0; \quad (20)$$

при нечетном n/m

$$\bar{F}'_{vi1} = \bar{F}'_{vi2} = \bar{F}'_{vi} = \frac{2l}{nv} F_{vm} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд} \sin \nu \alpha_0. \quad (21)$$

Таким образом, средние значения ν -й гармоники МДС обмотки i -го статора для четного и нечетного k равны. Отсюда выражения (6) и (7) запишем следующим образом:

для четного n/m

$$F_{\nu сд} = 2m \sum_{i=1}^{n/2m} \bar{F}_{vi}; \quad (22)$$

для нечетного n/m

$$F_{\nu сд} = m \bar{F}_{\nu 0} + 2m \sum_{i=1}^{(n/m-1)/2} \bar{F}_{vi}. \quad (23)$$

Среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки среднего статора в k -м статоре при нечетном n/m

$$\bar{F}_{\nu 0} = \frac{l}{n} \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \nu \alpha d\alpha = \frac{2l}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0. \quad (24)$$

Подставив выражение (20) в (22), а выражение (21) и (24) в (23), получим:

для четного n/m

$$F_{\nu сд} = 4 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0 \sum_{i=1}^{n/2m} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд}; \quad (25)$$

для нечетного n/m

$$F_{\nu сд} = 2 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0 + 4 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0 \times \sum_{i=1}^{n/m-1} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд}. \quad (26)$$

Среднее значение ν -й гармоники МДС обмотки прямого (неступенчатого) статора (рис. 1, контур $abcd$)

$$F_{\nu пр} = l \int_{-\alpha_0}^{+\alpha_0} F_{vm} \cos \nu \alpha d\alpha = 2 \frac{l}{\nu} F_{vm} \sin \nu \alpha_0. \quad (27)$$

Подставив последовательно выражения (25) и (27), (26) и (27) в (2), получим формулы коэффициента ступенчатого сдвига зигзагообразной формы:

для четного n/m

$$k'_{\nu сд} = \frac{4 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0 \sum_{i=1}^{n/2m} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд}}{2 \frac{l}{\nu} F_{vm} \sin \nu \alpha_0} = \frac{2m}{n} \sum_{i=1}^{n/2m} \cos \nu \frac{2i-1}{2(n/m-1)} \gamma_{сд}; \quad (28)$$

для нечетного n/m

$$k''_{\nu сд} = \frac{2 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0}{2 \frac{l}{\nu} F_{vm} \sin \nu \alpha_0} + \frac{4 \frac{ml}{nv} F_{vm} \sin \nu \alpha_0 \sum_{i=1}^{(n/m-1)/2} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд}}{2 \frac{l}{\nu} F_{vm} \sin \nu \alpha_0} = \frac{m}{n} + \frac{2m}{n} \sum_{i=1}^{(n/m-1)/2} \cos \nu \frac{i}{n/m-1} \gamma_{сд}. \quad (29)$$

Посредством преобразований с использованием формул Эйлера получим из выражений (28) и (29) общую для четного и нечетного n/m формулу коэффициента ступенчатого сдвига зигзагообразной формы

$$k_{\nu сд} = \frac{m}{n} \frac{\sin \frac{\nu n}{2(n-m)} \gamma_{сд}}{\sin \frac{\nu m}{2(n-m)} \gamma_{сд}}. \quad (30)$$

Коэффициент скаса зигзагообразной формы (рис. 3) можно получить аналогично определению аналитического выражения коэффициента ступенчатого сдвига зигзагообразной формы. Его формула в результате будет иметь следующий вид

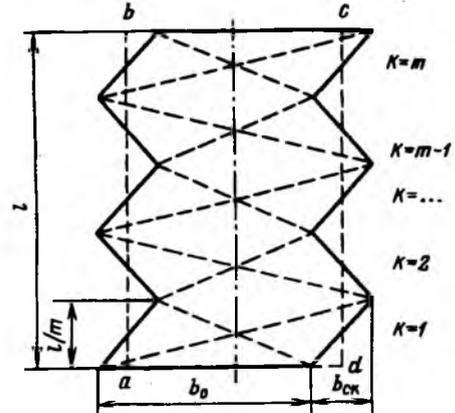


Рис. 3. Развертка расточки скошенного магнитопровода полюсных наконечников зигзагообразной формы

$$k_{\gamma_{\text{СК}}} = \frac{\sin \frac{\nu \gamma_{\text{СК}}}{2}}{\frac{\nu \gamma_{\text{СК}}}{2}} \quad (31)$$

Из выражений (28)–(30) следует, что коэффициент ступенчатого сдвига зигзагообразной формы или ступенчатого сдвига магнитопроводов статора или ротора асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором, разделенных вдоль оси вращения ротора на m одинаковых участков, ступенчатый сдвиг которых осуществлен в противоположные стороны, равен коэффициенту однонаправленного сдвига частей магнитопровода статора или ротора двигателя в пределах одного из m участков. Поскольку при изменении m изменяется количество частей в магнитопроводах каждого из m участков, не остаются постоянными и коэффициенты ступенчатого сдвига зигзагообразной формы для пространственных гармоник МДС обмотки статора, а следовательно, и указанные гармоники. Изменяется также и центральный угол сдвига крайних частей в каждом из m участков магнитопровода или крайних частей в магнитопроводе, в котором выполнен ступенчатый сдвиг зигзагообразной формы, компенсирующий наиболее опасную гармонику МДС обмотки статора.

В отличие от ступенчатого сдвига зигзагообразной формы, как видно из выражения (31), коэффициент скоса зигзагообразной формы имеет такое же аналитическое выражение, что и коэффициент однонаправленного скоса по всей длине магнитопровода статора или ротора вдоль оси вращения ротора и равен ему по значению. В связи с этим коэффициент скоса зигзагообразной формы для любой гармоники из спектра пространственных гармоник магнитного поля в воздушном зазоре двигателя, а следовательно, и гармоника не зависят от числа участков m в магнитопроводе, в любых двух рядом лежащих, из которых скос осуществлен в противоположные стороны. Остается постоянным и центральный угол сдвига зигзагообразной формы, при котором компенсируется наиболее опасная гармоника МДС обмотки статора.

В качестве примера были рассчитаны на ЭВМ коэффициенты зигзагообразного сдвига частей магнитопроводов статора или ротора асинхронного двигателя с числом пазов в роторе $Z_R=7$ и количеством частей или листов стали в магнитопроводе $n=72$. Расчет производился для гармоник порядков $\nu=1, 2, 3, \dots, 49$ при числах участков $m=1, 2, 3, 4, 6, 8, 9, 12, 18, 24, 36$. При каждом m из [7] выбирался для определенного количества частей в участке (для n/m) центральный угол сдвига, при котором компенсируются ($k_{\nu_{\text{CO}}}=0$) основная зубцовая гармоника и кратные ей гармоники.

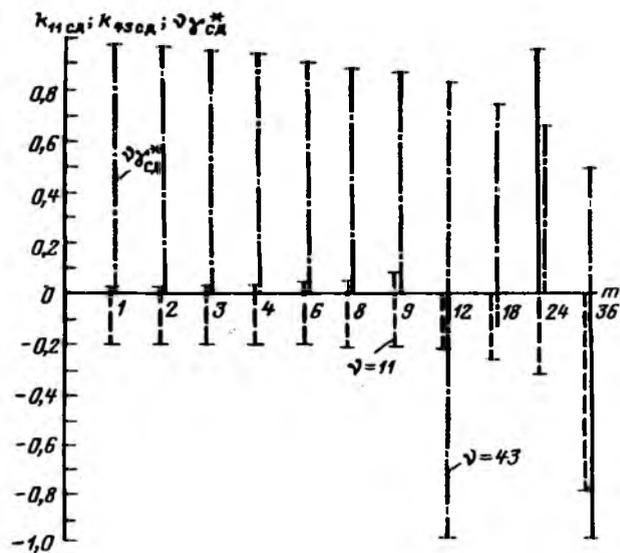


Рис. 4. Характер изменения центральных углов ступенчатого сдвига зигзагообразной формы $\nu\gamma_{\text{CO}}^*$ и коэффициентов ступенчатого сдвига зигзагообразной формы $k_{11\text{сд}}$ и $k_{43\text{сд}}$ в зависимости от числа участков m

На рис. 4 приведены результаты расчета для гармоник $\nu=11$ и $\nu=43$. Здесь же показаны значения центрального угла ступенчатого сдвига зигзагообразной формы ($\nu\gamma_{\text{CO}}^*$), при котором компенсируется основная зубцовая гармоника и кратные ей гармоники, выраженные в долях зубцового деления, принятого за единицу, при различных числах m .

Результаты расчета позволяют определить степень изменения, а также проследить характер изменения значений гармоник в зависимости от числа участков m в магнитопроводах статора или ротора. Их анализ позволяет также определить подход к выбору числа m при выполнении ступенчатого сдвига зигзагообразной формы.

Как видно из рис. 4, с увеличением m , а следовательно с уменьшением количества ступеней n/m в пределах участка m уменьшается центральный угол сдвига ($\nu\gamma_{\text{CO}}^*$) крайних частей магнитопроводов статора или ротора, при котором компенсируется наиболее опасная гармоника. При этом одновременно увеличиваются значения других гармоник, особенно гармоник высокого порядка, которые при больших m достигают недопустимо больших значений, что может привести к снижению эффективности применения ступенчатого сдвига зигзагообразной формы. Это имеет место в двигателях малой мощности и микродвигателях, в которых магнитопроводы статора и ротора имеют небольшую длину вдоль оси вращения ротора, а также небольшое количество листов стали n/m в пределах участка m даже при малом числе участков m .

Кроме того, полученные аналитические выражения коэффициентов ступенчатого сдвига и

скоса зигзагообразной формы позволяют также сделать вывод о том, что скос зигзагообразной формы эффективнее ступенчатого сдвига зигзагообразной формы в части воздействия на виброакустические свойства асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором, так как его выполнение не приводит к увеличению значений пространственных гармоник магнитного поля в его воздушном зазоре. Однако для выполнения скоса в асинхронных двигателях традиционных конструкций и технологии изготовления на практике требуется дополнительная обработка открытия пазов или полюсных наконечников до получения прямолинейности их образующих вдоль оси вращения ротора.

Список литературы

1. Mikina S.J. Effect of skewing and Pole Spacing on Magnetic Noise in Electrical Machinery // Trans. Am. Soc. Mech. Eng. 1934. Vol. 56. № 10. S. 711–720.
2. Lund H. Der Staffläufer der AEG. Das magnetische Geräusch des Kurzschlußmotors // AEG-Mitteilungen. 1935. S. 383–391.
3. Рихтер Р. Электрические машины. Т. IV. Индукционные машины. М.: ГОНТИ, 1939.
4. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 2. Машины переменного тока. Л.: Энергия. Ленингр. отд-ние, 1973.
5. Ковалев Б.Ф., Самойлов В.Б. Влияние скоса полюсных наконечников на шум и вибрацию асинхронного явнополюсного электродвигателя. // Тр. МЭИ. 1988. № 155. С. 80–85.
6. Ковалев Б.Ф. Исследование скоса пазов ротора в асинхронных электродвигателях с короткозамкнутым ротором // Электротехника. 1990. № 9. С. 33–37.
7. Ковалев Б.Ф., Санжиев Б.Л. Выбор величины ступенчатого сдвига частей магнитопроводов статора или ротора асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором // Электротехника. 1992. № 3. С. 13–14.

УДК 621.313.333.001.24

К ВОПРОСУ РАЗРАБОТКИ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ДЛЯ ПРИВОДОВ С ПАРАМЕТРИЧЕСКИМ УПРАВЛЕНИЕМ ЧАСТОТОЙ ВРАЩЕНИЯ

П.В. ГОРЕЛИК, канд. техн. наук

Параметрическое управление частотой вращения асинхронных двигателей ввиду низкой стоимости, простоты и высокой надежности регулирующих устройств может дать существенное сбережение энергетических ресурсов при использовании его в приводах с турбомеханизмами (насосами, вентиляторами и т.д.), т.е. в самом обширном классе электроприводов.

Однако широкому применению параметрического регулирования препятствует нерешенность проблемы охлаждения двигателя в режимах регулирования; проблема эта на сегодняшний день осуществляется путем чрезмерно большого завышения массогабаритных характеристик двигателей.

В литературе, посвященной исследованиям параметрического управления электроприводами, в основном уделяется внимание разработке схем управления и регуляторов напряжения, а также изучению регулировочных возможностей двигателей существующих конструкций: исследования принципов проектирования двигателей практически отсутствуют.

В статье приведен анализ работы асинхронного двигателя в режиме повышенных скольжений, определены направления проектирования двигателей для параметрически регулируемых приводов.

Исследование проведено для приводов с «вентиляторной» нагрузкой

$$M_i = M_H \left(\frac{N_i}{N_H} \right)^2, \quad (1)$$

где M_H, M_i — соответственно номинальное (соответствующее максимальной частоте вращения двигателя) и текущее значения вращающего момента на валу двигателя; N_H, N_i — номинальное и текущее значения его частоты вращения.

Проблема ограничения нагрева обмоток двигателя (главным образом это относится к обмотке статора) принципиально может решаться в двух направлениях: снижение электрических потерь; повышение интенсивности отвода тепла.

В статье исследуется первое направление, так как снижение потерь позволяет улучшить массогабаритные и регулировочные характеристики двигателей при любой системе охлаждения; кроме того, оно представляется важным в плане энергосбережения.

С достаточной точностью электрические потери в электродвигателе, работающем в режиме параметрического регулирования, могут быть представлены тремя составляющими: потерями в обмотках статора (P_{Cu1}), ротора (P_{Cu2}) и потерями в стали магнитопровода (P_{Fe})

$$P = P_{Cu1} + P_{Cu2} + P_{Fe}.$$

Известно, что потери в обмотке ротора АД

при заданном скольжении однозначно соответствуют развиваемому на валу моменту (анализ проводится при допущении о постоянстве во всех режимах моментов механических и добавочных потерь):

$$P_{Cu2} = \frac{(M + M_{мех} + M_{доб}) N_c S}{9,545}, \quad (2)$$

где M — полезный момент на валу, Н·м; $M_{мех}$ — момент механических потерь, Н·м; $M_{доб}$ — момент добавочных потерь, Н·м; N_c — синхронная частота вращения, об/мин; S — электромагнитное скольжение, о.е.

В силу этого потери в обмотке ротора не могут быть снижены при заданных условиях. Потери же в обмотке статора могут быть существенно уменьшены. Следует иметь в виду, что потери в обмотке статора сами по себе большие (количественные соотношения для режимов различных скольжений приведены далее), а также то, что важность их снижения определена локализацией в элементе, являющемся лимитером по температуре.

Потери в двигателе исследованы на основе Т-образной схемы замещения как наиболее точной. Исследования позволили представить распределение потерь при любом соотношении параметров двигателя и любом значении электромагнитного скольжения.

Схема замещения с указанными на ней значениями параметров двигателя 4АН 180 М4, на базе которого проведены исследования, приведена на рис. 1.

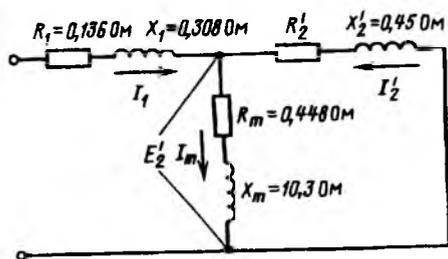


Рис. 1. Значения параметров схемы замещения двигателя 4АН 180 М4

Определим ток ротора, приведенный к обмотке статора, и ЭДС намагничивающего контура

$$I_2' = \sqrt{\frac{P_{Cu2}}{m_1 R_2}}; \quad E_2' = I_2' Z_2,$$

где m_1 — число фаз статора; R_2' — активное сопротивление обмотки ротора, приведенное к обмотке статора; Z_2 — полное сопротивление обмотки ротора.

Намагничивающий ток и потери в стали при этом определяются следующим образом:

$$I_m = E_2' / Z_m; \quad P_{Fe} = m_1 I_m^2 R_m.$$

Сумма активных составляющих токов вторич-

ного и намагничивающего контуров равна активной составляющей тока статора

$$I_{1a} = \frac{I_2' R_2' / S}{Z_2} + \frac{I_m R_m}{Z_m}.$$

Реактивная составляющая тока статора:

$$I_{1r} = \frac{I_2' x_2}{Z_2} + \frac{I_m x_m}{Z_m}.$$

Затем определим потери в обмотке статора

$$P_{Cu1} = m_1 I_1^2 R_1.$$

На рис. 2 приведено семейство кривых зависимости суммы потерь в обмотке статора и стали двигателя от активного сопротивления обмотки ротора для различных заданных значений момента на валу и электромагнитного скольжения двигателя. Мощность на валу двигателя при максимальной частоте вращения принята равной 30 кВт, $S = 2,0\%$ (момент на валу соответственно равен 19,8 кВт). Момент при других значениях скольжения определен из квадратичности зависимости его от частоты вращения.

Из графиков видно, что указанные зависимости имеют минимум, т.е. для каждого сочетания значений момента и скольжения существует значение

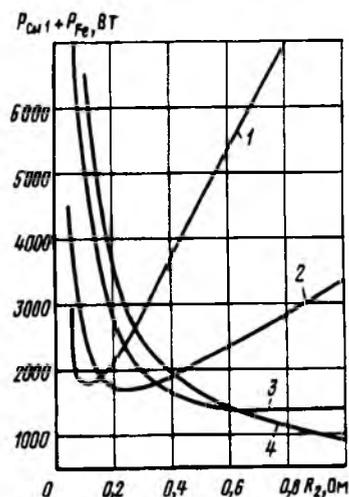


Рис. 2. Зависимость суммы потерь в обмотке статора и стали магнитопровода от активного сопротивления обмотки ротора при $M = \text{const}$ и $S = \text{const}$:

1 — $S = 0,02$; $M = 194,2$ Н·м; 2 — $S = 0,05$; $M = 182,5$ Н·м
3 — $S = 0,15$; $M = 146,2$ Н·м; 4 — $S = 0,33$; $M = 91,2$ Н·м

активного сопротивления ротора, минимизирующее электрические потери в двигателе.

Исследования показывают, что влияние реактивного сопротивления обмотки ротора на сумму потерь в обмотке статора и в стали магнитопровода несущественно.

На рис. 3 приведены зависимости суммарных потерь ($P_{Cu1} + P_{Cu2} + P_{Fe}$) от электромагнитного скольжения при разных значениях активного сопротивления обмотки ротора для «вентиляторного» типа нагрузки (сплошные линии). Мощность дви-

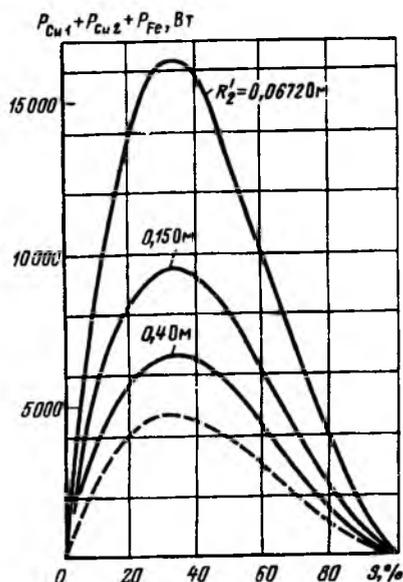


Рис. 3. Зависимость суммарных потерь в двигателе от скольжения при различных значениях активного сопротивления обмотки ротора для «вентиляторной» нагрузки

гателя при максимальной частоте вращения также принята равной 30 кВт, а $S=0,02$. На рис. 3 приведена кривая значений потерь в обмотке ротора (пунктирная линия).

Графики рис. 2, 3 показывают сколь существенным может быть снижение греющих потерь в двигателе, работающем в режиме параметрического регулирования частоты вращения в зависимости от соотношения его параметров.

Решение проблемы создания двигателя для системы параметрического регулирования частоты вращения во многом зависит от требуемой глубины регулирования. Для оценки этого параметра введем коэффициент глубины регулирования K_n , представляющий собой требуемое отношение минимальной частоты вращения к максимальной.

В качестве примера рассмотрим возможные пути создания (или использования существующего) двигателя для системы параметрического регулирования с мощностью на валу при максимальной частоте вращения 30 кВт и коэффициенте глубины регулирования $K_n=0,85$. Возможные варианты рассматриваются на базе двигателя 4АН 180 М4.

Двигатель основного исполнения при мощности 30 кВт имеет скольжение $S_1=2\%$, приведенное сопротивление обмотки ротора равно 0,0672 Ом. Момент на валу двигателя при этом равен 194,2 Н·м. В режиме минимальной частоты вращения скольжение S_2 определяется соотношением

$$S_2 = 1 - (1 - S_1) K_n \quad (3)$$

и для данного случая равно 16,7%, а момент на валу в соответствии с соотношением (1) $M=140,3$ Н·м. Приблизительно о потерях в статоре при этих условиях можно судить по кривой 3 на рис. 2. Точный же расчет дает следующие

значения: $P_{Cu1} + P_{Fe} = 8223$ Вт; $P_{Cu2} = 3674$ Вт (соответствующие потери в двигателе при номинальном режиме равны 1808 и 507 Вт). Невозможность использования двигателя основного исполнения для данных условий очевидна.

Графики рис. 2, 3 дают основание предположить, что проблема снижения потерь в области повышенных скольжений может быть радикально решена путем повышения активного сопротивления обмотки ротора. Однако и на этом пути простого решения не оказывается. Рассмотрим попытку использования в данных условиях двигателя с повышенным скольжением (модификация серии 4А). Активное сопротивление обмотки ротора этого двигателя равно 0,196 Ом, т.е. примерно в 3 раза больше, чем у двигателя основного исполнения. Из кривой 3 (рис. 2) видно, что этого увеличения недостаточно: сопротивление следовало бы увеличить еще в два раза — до значения 0,4 Ом. Но и без этого появляется новая проблема. Номинальное скольжение двигателя с повышенным скольжением равно 5%. В соответствии с выражением (3) скольжение в режиме минимальной частоты вращения составит 19,3%. При $M=145,2$ Н·м потери в двигателе составят 3516 Вт в обмотке статора и стали и 4424 Вт в обмотке ротора, т.е. требуемым значениям вращающих моментов в двигателях с повышенным омическим сопротивлением обмотки ротора соответствуют более высокие значения скольжений во всем диапазоне регулирования, чем у двигателей с низким омическим сопротивлением, что ведет к увеличению потерь. Попытка повысить омическое сопротивление обмотки ротора по отношению к ее сопротивлению в двигателе с повышенным скольжением, соответственно, усугубляет проблему еще больше.

Таким образом, наиболее эффективным для работы в системах параметрического управления следует считать двигатель с переменным активным сопротивлением обмотки ротора — двигатель с фазным ротором, двигатель, имеющий ярко выраженный эффект вытеснения тока в роторе.

Для работы в системах параметрического управления короткозамкнутым двигателем предпочтительны двигатели с интенсивным охлаждением ротора: степени защиты IP 23 и ниже, с осевой продувкой ротора.

Следует особо отметить, что повышение активного сопротивления обмотки ротора за счет скин-эффекта в области пониженных частот вращения представляет собой весьма сложную проблему. Сложность заключается в том, что существенного проявления эффекта вытеснения тока (до значений коэффициента вытеснения 1,7—2,3) необходимо достичь при значениях скольжения 15—33%, т.е. при частоте тока в роторе 7—17 Гц. Автор располагает на этот счет разработками уровня «know-how» и приглашает к сотрудничеству специалистов и организации.

СИНХРОННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ С СОВМЕЩЕННЫМ ИНДУКТОРНЫМ ВОЗБУДИТЕЛЕМ

А.Т. ПЛАСТУН, доктор техн. наук, проф., В.И. ДЕНИСЕНКО, канд. техн. наук, Е.И. РЯБЕНКО, инж., А.А. ПУЛЬНИКОВ, В.Н. КИЧИГИН, Ю.А. ОНУЧИН, Г.В. ХОРОБРЫХ, кандидаты техн. наук

Принципиальная схема бесщеточного возбуждения синхронного двигателя с совмещенным индукторным возбудителем представлена на рис 1 [1]. В конструкцию синхронного двигателя вне-

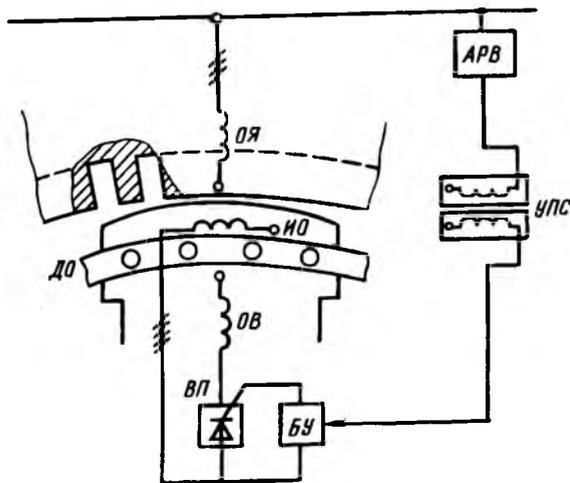


Рис. 1. Принципиальная схема бесщеточного возбуждения синхронного двигателя с совмещенным индукторным возбудителем

сены изменения, являющиеся следствием принятого способа совмещения. На каждом полюсном наконечнике индуктора выполняются пазы, равномерно распределенные вдоль полюсного наконечника, в том числе в шлицевой зоне пусковой клетки (рис. 2). В пазах размещается якорная обмотка индукторного возбудителя. Якорная обмотка ИО индукторного возбудителя ИВ через управляемый вращающийся преобразователь ВП подсоединена к обмотке возбуждения ОВ синхронного двигателя СД. Импульсы управления преобразователем формируются в блоке управления БУ, размещенном на вращающейся части СД, питание которого осуществляется от напряжения ИВ. Режимом работы СД управляет автоматический регулятор возбуждения АРВ через устройство передачи однофазного сигнала управления УПС на вращающийся ротор в блок управления.

В пределах одного полюса проводники фазы ИВ соединяются только последовательно, образуя полюсную группу фазы. Параллельные соединения катушек фазы в пределах одного полюсного наконечника недопустимы. Максимально возможное число пар параллельных ветвей равно числу полюсов СД. Полюсные группы каждой фазы выполняются в виде волновой однослойной обмотки.

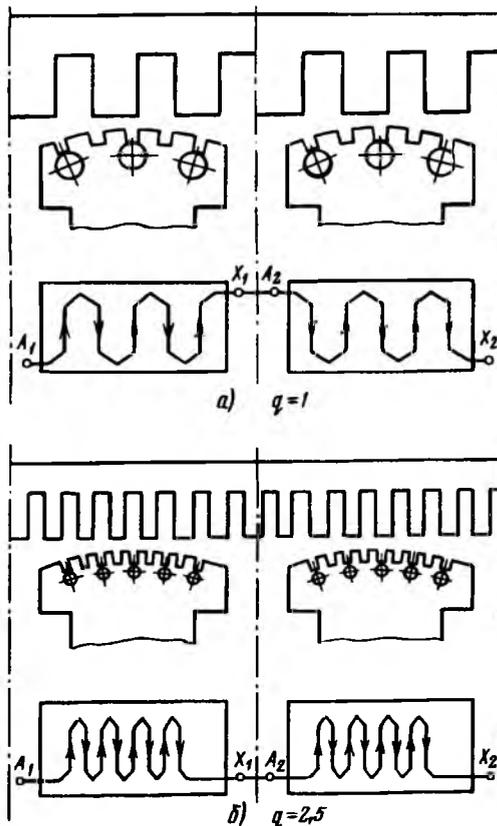


Рис. 2. Схемы однофазной якорной обмотки индукторного возбудителя: а — при целом q ; б — при дробном q со знаменателем дробной части, равным двум

Якорная обмотка ИВ может быть выполнена однофазной и многофазной. На рис. 2,б для примера приведена схема однофазной обмотки на два полюса при дробном числе пазов на полюс и фазу (q) синхронного двигателя со знаменателем дробной части, равным двум. Однофазную обмотку ИВ целесообразно использовать в том случае, когда кратность форсировки по току возбуждения СД (K_{ϕ}) не требуется более 1,4. В остальных случаях целесообразно использовать четырехфазную обмотку для ИВ.

Полеом возбуждения ИВ является зубцовая составляющая результирующего магнитного потока, созданного обмотками возбуждения и якоря СД. Обмотка возбуждения синхронного двигателя одновременно выполняет две функции: обмотки возбуждения СД и ИВ. В результате этого каждому режиму работы СД соответствует свое значение ЭДС фаз якорной обмотки ИВ. Форсировка тока

возбуждения СД осуществляется путем перевода вращающегося управляемого преобразователя в диодный режим работы. В процессе форсировки происходит процесс самовозбуждения индукторного возбудителя до форсировочного значения, так как обмотка возбуждения СД является одновременно обмоткой возбуждения ИВ. Параметры возбудителя и нагрузки (обмотки возбуждения СД) выбираются таким образом, чтобы возбудитель в форсировочном режиме при установившемся значении тока возбуждения СД отдавал в нагрузку максимально возможное значение мощности. Максимально возможное значение мощности совмещенного индукторного возбудителя — сложная функция геометрических размеров зубцовой зоны якоря СД, режима его работы, способа исполнения якорной обмотки ИВ, параметров пусковой клетки, геометрических размеров паза для якорной обмотки ИВ, вихревых токов в листах индуктора, насыщения зубцовой зоны ИВ и статора СД.

На Лысьвенском турбогенераторном заводе были спроектированы, изготовлены и испытаны два опытно-промышленных образца компрессорных СД с совмещенным индукторным возбудителем на базе синхронного двигателя СДК2-16-24-12 ($P=320$ кВт, $n=500$ об/мин).

Проектирование синхронного двигателя с совмещенным индукторным возбудителем велось в три этапа. На первом этапе проводилось раздельное проектирование СД и ИВ. Электромагнитный расчет СД осуществлялся в соответствии с общепринятой практикой проектирования СД. Электромагнитный расчет индукторного возбудителя выполняется, если считать заданными основные геометрические размеры зубцовой зоны статора и индуктора СД, алгоритм размещения якорной обмотки ИВ. Для каждого регламентированного режима работы СД определялись максимальная мощность, которую может развить возбудитель в данном режиме работы СД, и кратность форсировки тока возбуждения СД. Если кратность форсировки оказывалась меньше требуемой, то изменялись геометрические размеры зубцовой зоны и расчет повторялся. На втором этапе расчетов определялись массы активных материалов, потери в техническом комплексе СД—ИВ, выполнялся поверочный тепловой расчет. Критерием оценки расчетных вариантов служил расход активных материалов на комплекс при равных суммарных потерях комплекса. Перечисленные этапы проектирования реализованы в пакетах прикладных программ [2, 3], в которых использованы оригинальные математические модели [1, 3], алгоритмы расчета электромагнитных параметров, ЭДС и мощности совмещенного ИВ. Обеспечена возможность оптимизации геометрии зубцового слоя ИВ с целью увеличения его фор-

сировочной мощности. Алгоритмы учитывают параметры пусковой обмотки СД и различные структуры полюсных групп якорной обмотки ИВ. Расчет ЭДС и мощности ИВ выполняется с учетом технологических отклонений в установке полюсов СД.

На третьем этапе проектирования проводилась оценка динамических характеристик СД с совмещенным ИВ на основе использования математической модели [4], учитывающей насыщенное значение параметров СД. Был разработан пакет программ, в модулях которого реализованы алгоритмы расчета ЭДС отдельного проводника фазы якорной обмотки ИВ в зависимости от координаты его расположения на полюсном кончике и значения индукции в данной координате. Учтены амплитудная и фазовая несимметрии ЭДС фаз якорной обмотки ИВ, вызванные полем поперечной реакции якоря СД, влияние реакции вихревых токов и насыщения зубцов индуктора на ЭДС каждого проводника якорной обмотки ИВ.

Технико-экономическое сравнение основных показателей комплекса СД—ИВ проведено с серийно выпускаемым компрессорным СД со статической системой возбуждения для того же двигателя. При сравнении был использован типовый проект отдельно стоящей компрессорной станции 4К-50А производительностью 200 м³/мин воздуха, в которой применены синхронные двигатели СДК2-16-24-12 со статической системой возбуждения (ССВ) производства Лысьвенского турбогенераторного завода. Согласно проекту здание станции 4К-50А состоит из двух этажей (рис. 3).

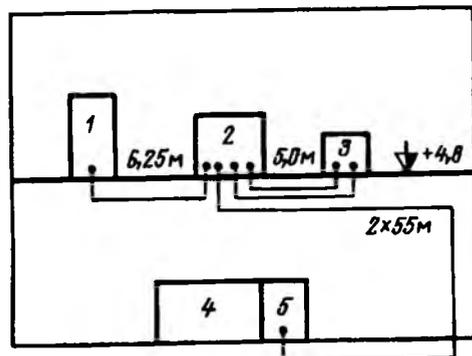


Рис. 3. Принципиальная схема размещения оборудования и разводки кабелей ССВ типовой компрессорной станции 4К-50А

На первом этаже размещены четыре компрессора с синхронными двигателями, на втором — элементы системы возбуждения и управления для каждого двигателя: щит управления (1), шкаф возбудителя ТЕ 8-320/48 (2), согласующие трансформатор ТС 38-40/0,5 (3), компрессорная установка УК-0,38-54-343. На станции предусмотрены два трансформатора собственных нужд ТМФ-400/6. Суммарная мощность системы возбуждения составляет более 35% мощности всех

потребителей сети собственных нужд.

В таблице приведены некоторые результаты сравнения расходов материалов и КПД устройств. Полное сравнение массогабаритных и энергетических характеристик выполнено в [6].

Сравнение массогабаритных и энергетических характеристик

Показатели	СДК2, ССВ (базовое изделие)	СДКИ2, ИВ
Номинальная мощность, кВт	320	320
Номинальное напряжение, В	6000	6000
Результирующие КПД, технического комплекса СД—СВ (расчетные)	0,912	0,92
Кратность форсировки по току возбуждения СД	1,86	1,86
Суммарная масса элементов системы возбуждения, кг	650	246
Масса меди силовых элементов системы возбуждения, кг	40,5	12,3
Масса электротехнической стали силовых элементов системы возбуждения, кг	148,2	20,3
Масса синхронного двигателя и системы возбуждения, кг	3650	3250

Сравнение структур силовых элементов статической системы возбуждения и совмещенной бесщеточной системы возбуждения с индукторным возбудителем показывает, что в силовой цепи бесщеточной системы возбуждения имеется только два элемента: якорная обмотка возбудителя и силовой вращающийся тиристорный преобразователь. Оба элемента размещены на роторе в непосредственной близости с обмоткой возбуждения СД. Отбор мощности на возбуждение СД происходит с вала возбуждаемого СД. По своей природе совмещенная индукторная система возбуждения — система возбуждения с самовозбуждением, и поэтому изменение напряжения в узле нагрузки практически не уменьшает форсировочной способности возбудителя. В силу того, что обмотка возбуждения СД есть одновременно и обмотка возбуждения индукторного возбудителя, то, например, при внезапном уменьшении напряжения в сети в обмотке возбуждения появляется, как известно, дополнительная составляющая тока возбуждения, которая стремится удерживать потокосцепление обмотки возбуждения СД постоянным. Дополнительная составляющая тока возбуждения СД как бы осуществляет компаундирование тока возбуждения индукторного возбудителя по току нагрузки СД. Согласно принятому способу отбора мощности на возбуждение СД его расчетная активная мощность должна быть увеличена на номинальную мощность обмотки возбуждения с учетом потерь в силовой части

бесщеточной системы возбуждения. Зубцовая структура возбудителя приводит к дополнительным потерям в синхронном двигателе. Поэтому результирующий КПД технического комплекса «синхронный двигатель — система возбуждения» определяется с учетом всех потерь как в двигателе, так и в элементах системы возбуждения.

В статической системе возбуждения отбор мощности на возбуждение СД производится из сети через трансформатор собственных нужд. Такой способ отбора мощности приводит к необходимости увеличения расчетных мощностей силовых элементов системы возбуждения с целью обеспечения заданной кратности форсировки с учетом возможного понижения напряжения в узле нагрузки двигателя и трансформатора собственных нужд. Принятый способ фазового управления силовым тиристорным преобразователем уменьшает $\cos \varphi$ системы и как следствие увеличивает затраты материалов на систему возбуждения.

Заметим, что принятый способ управления силовым тиристорным преобразователем системы возбуждения приводит к генерации в узел нагрузки высших гармоник напряжения и тока, что разрушает изоляцию всех элементов, подключенных к данному узлу нагрузки, и увеличению потерь от высших гармоник в тех же элементах [7].

Сравнение затрат материалов только на системы возбуждения некорректно, так как прямые затраты материалов на статическую систему возбуждения в несколько раз больше затрат материалов на бесщеточную систему возбуждения. Как было сказано, бесщеточная система возбуждения СД с совмещенным индукторным возбудителем требует дополнительных затрат материалов на СД. Поэтому в таблице приводятся результирующие затраты на комплекс, состоящий из СД и системы возбуждения. Как видно из таблицы, затраты материалов на комплекс СД—ССВ больше затрат материалов на СД с бесщеточной системой возбуждения, в которой в качестве возбудителя используется совмещенный индукторный генератор. Указанная разница в затратах материалов в большой степени вызвана тем, что в бесщеточной системе возбуждения отсутствуют такие составляющие, как контактные кольца, согласующий трансформатор, группа силовых кабелей, коммутирующая аппаратура, силовая группа компенсирующих емкостей. В таблице не учитывается изменение затрат у потребителя. Использование потребителем синхронных двигателей с бесщеточной системой возбуждения снижает его капитальные затраты на строительные и монтажные работы, сокращает производственные площади. Экспериментальные исследования опытно-промышленных образцов на стендах Лысьвенского турбогенераторного завода

показали, что по динамическим показателям система возбуждения с совмещенным индукторным возбудителем аналогична штатной статической системе возбуждения СД при номинальном напряжении в питающей сети и несколько лучше при глубоких посадках напряжения сети.

Список литературы

1. Совмещенный индукторный возбудитель синхронных двигателей / А.Т. Пластун, В.И. Денисенко, В.Н. Кичигин и др. // Проектирование и исследование систем возбуждения мощных синхронных машин. Л.: ВНИИэлектромаш. 1989. С. 89–96.
2. Расчет электромагнитного ядра явнополюсного син-

хронного двигателя с совмещенным индукторным возбудителем / А.Т. Пластун, В.И. Денисенко, В.Н. Кичигин, Г.В. Хоробрых. Свердловск: УПИ, 1989.

3. Денисенко В.И., Говорухин А.Г., Хоробрых Г.В. Математическая модель для исследования статических режимов совмещенного индукторного возбудителя // Электромеханические преобразователи и машинно-вентильные системы. Тезисы докладов Республиканской научно-технической конференции. Томск: Изд-во ТПИ. 1991. С. 25.

4. Математические модели синхронных машин с совмещенным индукторным возбудителем для исследования динамических режимов / А.Т. Пластун, В.И. Денисенко, Ю.А. Онучин и др. // Электрические машины и электромашинные системы. Пермь: Пермский политехнический ин-т. 1990. С. 8–17.

5. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. М.: Энергия, 1974.

6. Выбор параметров и оценка мощности совмещенного индукторного возбудителя / В.И. Денисенко, В.Н. Кичигин, А.Т. Пластун и др. Свердловск: УПИ, 1991.

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

УДК 621.316.542.027.3.004

ОБОСНОВАННОСТЬ СИСТЕМЫ ДИАГНОСТИКИ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО СОСТОЯНИЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ

В.М. ПЛЕХАНОВ, эксперт Межгосударственного технического комитета по стандартизации в СНГ (МТК) № 132 «Техническая диагностика»

Современный уровень развития российских энергосистем, содержащих протяженные электрические сети высокого напряжения с межгосударственными системными связями и крупными электростанциями, а также намечаемое техническое перевооружение ряда энергетических объектов [1] требует высокой надежности длительно работающего электротехнического оборудования и в первую очередь коммутационных аппаратов напряжением 330 кВ и выше. Это обусловлено тем, что высоковольтные выключатели являются основными элементами защиты дорогостоящего электротехнического оборудования (генераторы, силовые трансформаторы, шунтирующие реакторы) и относятся к наиболее ответственным органам исполнения команд в аварийных ситуациях.

Существующие в мировой практике прогрессивные тенденции развития выключателестроения внедряются у нас крайне медленно. К 1994 г. в эксплуатации находится партия элегазовых колонковых выключателей типа ВГУ с номинальным током отключения 40 кА и напряжением 220, 330 и 500 кВ [2, 3].

Очевидно, что темпы развития энергетики в последние годы не позволяют рассчитывать на удовлетворение потребностей энергообъектов в

выключателях нового поколения как для нового строительства, так и для объектов, подлежащих реконструкции. Поэтому актуальны обеспечение надежности длительно эксплуатируемых воздушных выключателей и объективный подход к их выбору при замене оборудования, отработавшего срок службы [4].

Выполненный анализ опыта эксплуатации воздушных выключателей (ВВ) российского производства напряжением 330 кВ и выше, установленных на действующих подстанциях в 50 энергосистемах СНГ, показывает их недостаточную надежность работы. Как видно из табл. 1, 1106 выключателей напряжением 330 кВ и выше за суммарное время эксплуатации 14867 лет имели 1338 отказов, из них 79% приходится на долю поврежденных выключателей 500 кВ [4].

Таблица 1

Напряжение выключателя, кВ	Число анализируемых выключателей	Число лет эксплуатации	Общее число коммутаций	Число отказов за весь период работы выключателя
330	525	7885	181580	225
500	542	6704	125420	1057
750	39	278	2551	56

Страна, организация	Напряжение выключателей, кВ	Тип дугогасительной среды (конструкция)	Год проведения анализа	Количество выключателей/лет	Число отказов за время эксплуатации	Параметр потока отказов (выключателей/год)	Среднее время между отказами
Канада	500—599	Воздушные	1984	632	50	0,079	13
СИГРЭ (РГ 13-06)	500 и выше	Различные	1986	1109	116	0,1045	10
СНГ	500 и выше	Воздушные	1990	6982	1113	0,159	6
	500	Воздухонаполненные	1990	5413	748	0,138	7
	500	Воздушные модульного исполнения	1990	1291	309	0,239	4
	750	—	1990	240	48	0,2	5

Отказом считались все виды аварий, повреждений, неисправностей и дефектов, для устранения которых потребовался вывод из работы на срок свыше 30 мин, не считая работ планового характера.

На основании обобщенной информации о повреждениях коммутационных аппаратов в промышленно-развитых странах [5], а также конкретных данных о работе выключателей в энергосистеме Канады [6] и по материалам СИГРЭ [7] составлена табл. 2. В ней представлены сравнительные показатели повреждаемости зарубежных и отечественных выключателей напряжением 500 кВ и выше. Параметр потока отказов ВВ напряжением 500 кВ согласно табл. 2 составляет 0,16, превышая в 1,5—2 раза соответствующие показатели развитых стран Европы и Канады [5—7]. Среднее время между отказами отечественных ВВ напряжением 500 и 750 кВ составляет 6 лет против 13 и 10 лет у выключателей, работающих в энергокомпаниях соответственно Канады и других западных стран.

Из табл. 3 видно, что повреждаемость выключателей меняется в зависимости от присоединений, в которых они установлены. Наибольшее число отказов имеют ВВ реакторных присоединений (параметр потока отказов 0,3—0,5 со-

ответственно для выключателей с воздушнонаполненным отделителем и серии ВВБ и ВВБК), а также выключатели 500 кВ, находящиеся в цепях генератор-трансформаторных блоков ГЭС и ГРЭС (параметр потока отказов 0,23).

Основными причинами отказов отечественных ВВ являются:

дефекты конструкции и изготовления, выявляющиеся, как правило, в первые годы эксплуатации (прирабочные отказы, в значительной мере связанные с недостаточным объемом типовых и приемно-сдаточных испытаний);

широкое использование в энергосистемах ВВ устаревших конструкций (типа ВВ, ВВМ), в том числе отработавших срок службы 25 лет [4], которые составляют около 2/3 общего числа установленных выключателей напряжением 330 кВ и выше;

несоответствие на ряде объектов номинальных параметров выключателей режимам их работы; недостатки технического обслуживания.

Как видно из табл. 4, процент отказов отечественных выключателей из-за недостатков технического обслуживания и в результате работы в режимах, не соответствующих номинальным параметрам выключателей, значительно выше аналогичных параметров аппаратов тех же классов

Таблица 3

Присоединение, тип выключателя напряжением 500 кВ	Количество анализируемых отечественных выключателей	Суммарное число лет эксплуатации	Количество отказов за период работы	Параметр потока отказов (выключателей/год)	Средний срок службы, лет
Линейные	312	3879	517	0,133	12
Трансформаторные	63	905	117	0,129	14
Блочные	61	738	172	0,233	12
Секционные	53	685	59	0,086	13
УПК	4	78	30	0,385	19
Реакторные	49	419	162	0,387	9
в том числе:					
ВВБ(К)	10	62	32	0,516	6
ВВ(М)	34	335	123	0,367	10
ВВН	5	22	7	0,318	4
Всего	542	6704	1057	0,158	12

Номинальное напряжение выключателей, кВ	Страна	Анализируемый период, годы	Причина отказов, %					Виды отказов, %			
			Конструктивные и производственные	Недостатки хранения, монтажа, наладки	Недостатки технического обслуживания	Превышение номинальных параметров	Неизвестные факторы	Механические и прочие	Электрические		
									в главных цепях	в цепях контроля и управления	
300—499	Западные страны	1971—1985	62	14	3	1	20	87	5	8	
330	СНГ и страны Балтии	1960—1990	65	4	15	7	9	75	15	10	
500 и выше	Западные страны	1971—1985	46	36	0	0	18	90	0	10	
500	СНГ	1960—1990	55	12	14	10	9	82	15	3	
750	СНГ	1975—1990	60	10	15	5	10	80	2	18	

напряжения зарубежных фирм [7].

Процент отказов из-за недостатков конструкции и изготовления выключателей напряжением 330 кВ находится на уровне западных стран, а для выключателей 500—750 кВ — на 10—15% выше.

Несоответствие номинальных параметров выключателей режимам их работы является следствием либо изменившихся в процессе эксплуатации условий работы выключателей, например, ростом коммутационных токов КЗ в энергосистеме и (или) параметров ПВН при их коммутациях, либо вынужденным использованием выключателей общего назначения в непредусмотренных для них режимах частых коммутаций оборудования, например, мощных шунтирующих реакторов, связанных с воздействием повышенных амплитуд восстанавливающегося напряжения на продольную изоляцию дугогасительных устройств.

Основные пути повышения надежности работы ВВ:

постепенная замена находящихся в эксплуатации ВВ выключателями новых типов, в первую очередь элегазовыми [4, 8];

модернизация ВВ, установленных на энергетических объектах с относительно невысоким уровнем КЗ и в районах с холодным климатом, где не всегда экономически оправдано применение элегазовых аппаратов;

разработка мер по снижению электрических воздействий на выключатели (в частности, ограничения перенапряжений, включаемых параллельно контактам дугогасительных устройств);

внедрение систем технической диагностики эксплуатационного состояния выключателей различных типоразмеров [4].

Одновременно с разработкой элегазовых высоковольтных коммутационных аппаратов целесообразно продолжить работы по совершенство-

ванию наиболее прогрессивных конструкций воздушных выключателей, например, ВВ с усиленной изоляцией. Согласно концепции реконструкции и технического перевооружения электрических сетей до 2000 г. воздушные выключатели серий ВВ(М)-500 и ВВ-500 будут основными аппаратами для замены устаревшего оборудования в регионах Сибири, Урала и Европейской части России. Сравнение технических характеристик выключателей напряжением 500 кВ (табл. 5) показывает, что серия ВВ имеет наилучшие показатели среди отечественных аппаратов, а также незначительно уступает выключателям типа ДЛФ фирмы «Брун Бовери» [9], которая в настоящий момент входит в концерн «Асеа Брун Бовери» (Швеция, Швейцария). В то же время выключатель ВВ-500 имеет явное преимущество перед ДЛФ из-за меньшего количества дугогасительных разрывов в полюсе.

В настоящее время эксплуатация выключателей в развитых энергокомпаниях немыслима без средств технической диагностики, которые обеспечивают персонал информацией о фактическом состоянии аппарата. Многочисленные данные о действующих за рубежом системах технической диагностики выключателей, представленные в докладах на сессиях СИГРЭ в 1988, 1990 и 1992 гг., свидетельствуют об их положительной роли в совершенствовании обслуживания аппаратов с различной дугогасительной средой (масляные, воздушные, элегазовые).

Согласно публикациям американских и австралийских энергокомпаний [10, 11] применение технических средств диагностирования позволяет сократить на 40—50% время технического обслуживания выключателей, снизить приблизительно в 2 раза число их повреждений, а также дает возможность объективно регулировать межремонтные сроки, проводить их по фактическому состоянию конкретного аппарата и уменьшить

Основные технические параметры воздушных выключателей	Выключатели 500 кВ				
	ВВ (М)	ВВБ	ВВБК	ВНВ	ДЛФ (ББЦ)
Наибольшее рабочее напряжение, кВ	525	525	525	525	525
Номинальный ток отключения, кА	31,5	35,5	50	40; 63	40; 63
Количество дугогасительных разрывов в полюсе	10	12	8	4	6
Номинальное давление сжатого воздуха, МПа	2,0	2,0	4,0	4,0	3,0
Потребность в воздухе для вентиляции, м ³ /ч	2,7	4,5	2,4	0,8	—
Удельный расход воздуха на единицу отключаемого тока, м ³ /кА	1,8	0,76	0,72	0,32	0,2
Длительность монтажных работ, ч	1415	1279	1279	549	—
Длительность ремонта, чел-ч	794	1388	1250	754	—
Тип дутья в дугогасительной системе	Двухстороннее несимметричное	Одностороннее	Двухстороннее несимметричное	Двухстороннее симметричное	Двухстороннее симметричное

расходы на все виды ремонтов за срок службы.

Действующие выключатели энергообъектов России также должны оснащаться системами диагностики и особенно мониторинга (непрерывного контроля под напряжением), относящимися к инструментам безопасности оперативного и обслуживающего персонала, в первую очередь транзитных ВЛ СВН, обеспечивающих электроснабжение ответственных потребителей топливно-энергетического комплекса.

Для преодоления существенного отставания от зарубежных фирм российскими организациями делаются первые шаги в создании аналогичных устройств диагностики выключателей. Однако, это отставание будет продолжаться из-за плохой поддержки работ по форсированию создания первых образцов диагностической техники, которая могла быть использована для повышения надежности выключателей [12].

Анализ результатов надежности выключателей российского производства показывает, что разрабатываемые системы диагностики должны в первую очередь контролировать элементы дугогасительных устройств и узлы привода, так как наибольшее число повреждений происходит в этих компонентах выключателей.

На рис. 1 представлена блок-схема системы диагностики четырех выключателей напряжением 500 кВ. Регистрация параметров выключателей в предлагаемой системе осуществляется под рабочим напряжением без вывода оборудования из схемы с помощью комплекса технических средств (датчики, преобразователи, устройства запуска, каналы связи, микропроцессорная техника).

На рис. 1: Д — датчики контроля пневмомеханических, электрических и токовых параметров выключателя; ВВ1—ВВ4 — высоковольтные выключатели трехфазного исполнения; КС — помехозащищенные каналы связи; МК1—МК4 — микроконтроллеры с блоками развязки; АРМ — автоматическое рабочее место инженера-технолога; М — модем выхода на АСУ ТП; ГЩУ —

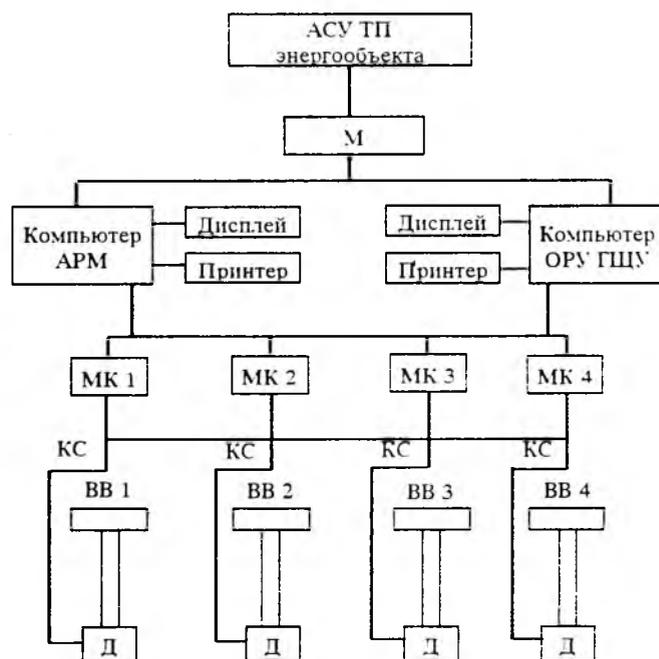


Рис. 1

главный щит управления ГЭС, ГРЭС, ЭЭС, ПС.

Из рис. 1 видно, что схема соединений МК1—МК4 позволяет использовать каждый микроконтроллер для обработки информации любого из четырех выключателей, а также при выводе в ремонт как выключателя, так и МК для профилактического обслуживания.

В разработанной ВНИИЭ совместно с НИИ ПО «Уралэлектротяжмаш» системе технической диагностики предусматривается использовать в качестве датчиков информации установленные в энергосистемах трансформаторы тока и напряжения, существующие устройства для измерения температуры окружающей среды и давления воздуха в камерах выключателя и системе привода, а также устройства фиксации положения выключателя [13].

Полученная информация, как видно из рис. 2, передается от датчиков каждого выключателя по

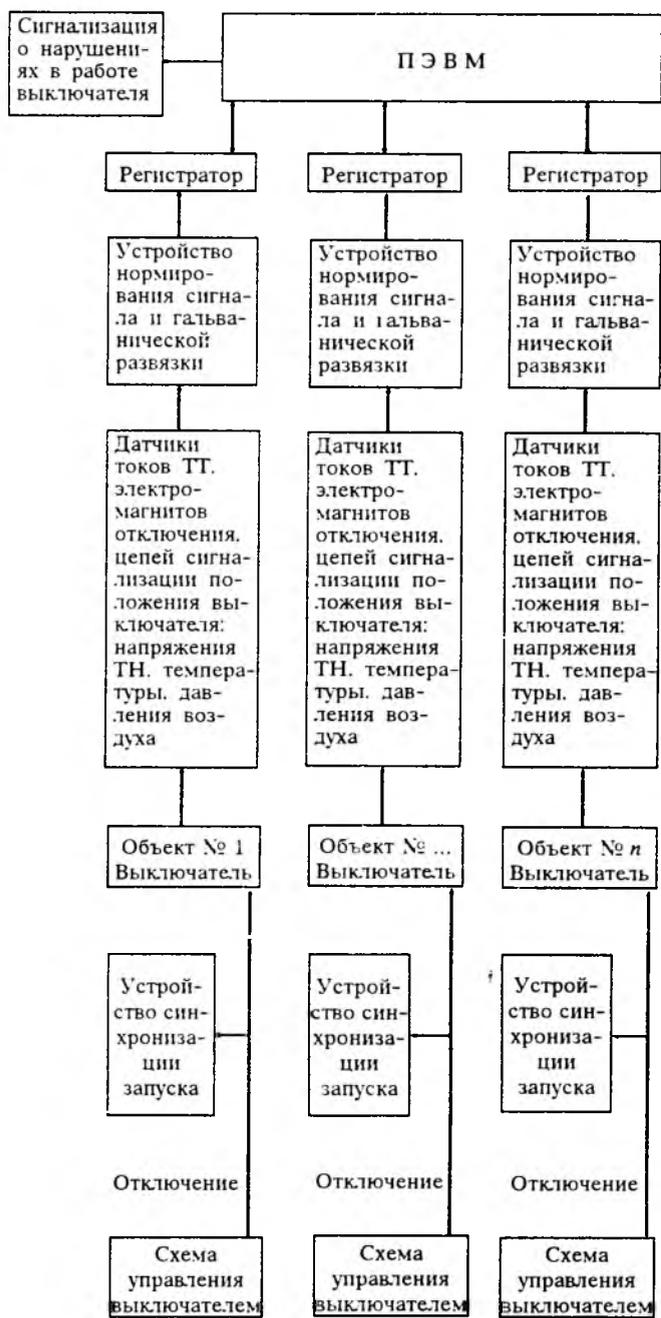


Рис. 2

помехозащищенным кабелям через устройства нормирования сигнала и гальванической развязки к многоканальному программно-управляемому регистратору с закольцованной памятью. Продолжительность регистрации каждого события 2–3 с (1 с — предыстории процесса и 1–2 с истории).

Устройство синхронизации осуществляет запуск регистраторов на регистрацию цикла коммутации при получении команд оперативного управления выключателем.

Вся обработка информации, получаемой от выключателей распределительного устройства, производится на персональной ЭВМ (ПЭВМ) типа IBM PC/AT стандартной конфигурации. Интерфейс регистра-

торов и устройства синхронизации запуска обеспечивает связь ПЭВМ с каждым из регистраторов и устройством синхронизации. К выходу ПЭВМ подключена система сигнализации о нарушениях в работе выключателей.

Программное обеспечение системы технической диагностики состоит из блока обработки прерываний, блока анализа данных, блока оформления результатов, блока хранения данных и блока меню оператора.

Блок обработки прерываний осуществляет фиксацию текущего времени в момент срабатывания выключателя и формирует очередь на сбор данных от регистраторов в оперативной памяти ПЭВМ в случае срабатывания других выключателей в период экспозиции, когда регистрация процессов еще не завершена. Запрос прерываний осуществляется от регистраторов или от внутреннего таймера ПЭВМ.

Блок анализа данных обеспечивает превращение цифровых массивов исходной информации в количественные показатели выходной информации, характеризующие эксплуатационное состояние и режим работы выключателя. К таким показателям относятся: значение тока отключения выключателя, интервалы времени от начала появления тока аварийного режима до подачи команды на отключение выключателя и до прекращения тока, а также его повторного появления, например, в случае неуспешного АПВ или повторного зажигания, одновременность работы полюсов выключателя, количество отключений в пределах одной экспозиции (например, при АПВ), значение и длительность протекания тока в цепи электромагнитов отключения.

Последующий анализ показателей, выполняемый этим блоком, позволяет определить: режим отключения [без тока, с током нагрузки, с током КЗ (однофазным, двухфазным, трехфазным), с током несинхронного хода]; соответствие параметров, характеризующих процесс отключения (в том числе время горения дуги между контактами выключателя), требованиям соответствующих нормативных документов на выключатель и наличие отклонений, являющихся признаком возможной неисправности выключателя или недопустимых для него воздействий; расход механического и коммутационного ресурса; наличие (отсутствие) отказов, повторных пробоев и зажигания за период эксплуатации.

Обработка исходной информации в системе диагностики производится для каждого выключателя по-фазно с последующим сравнением интересующей части полученных результатов между фазами.

В необходимых случаях система диагностики выдает предупредительные сигналы о нарушениях в работе выключателя с указанием типа нару-

шений или несоответствия режимов его работы испытательным нормам [2].

Блок оформления результатов обеспечивает представление последних в виде таблиц, предназначенных для вывода на печать, или визуального контроля на дисплее по команде оператора.

Блок хранения предназначен для упорядочения поступающих данных, размещения их на носителях информации — магнитных дисках и выдачи по команде оператора на дисплей, печать или внешний носитель.

Блок меню оператора предусматривает выполнение по команде оператора необходимых действий, в том числе вывод таблиц или осциллограмм по запрашиваемому выключателю, просмотр осциллограммы в укрупненном масштабе времени, стирание избыточных данных, ввод данных о ремонтах и других изменениях, связанных с вмешательством оперативного или ремонтного персонала.

Предлагаемая система технической диагностики выключателей может работать автономно или в составе АСУ ТП энергообъекта.

Выводы

1. Анализ статистических данных по эксплуатации воздушных выключателей напряжением 330 кВ и выше показывает, что наибольшую повреждаемость в энергосистемах России имеют аппараты 500 кВ, в частности реакторных и блочных присоединений.

2. Зарубежный опыт технической диагностики позволяет сделать вывод о важности продолжения разработок аналогичных диагностических устройств и систем контроля состояния выключателей российского производства.

3. Сравнение повреждаемости выключателей напряжением 330, 550 и 750 кВ на энергообъектах России позволяет говорить о целесообразности внедрения диагностики, в первую очередь для аппаратов 500 кВ реакторных и блочных присоединений с целью качественной оценки их фактического состояния при дальнейшей эксплуатации и предупреждения аварийных ситуаций.

4. Технические средства диагностирования должны контролировать наиболее повреждаемые ком-

поненты российских выключателей, к которым относятся элементы дугогасительных устройств и узлы привода.

5. Внедрение на действующих выключателях устройств и систем диагностики, являющихся в первую очередь инструментами контроля эксплуатационной безопасности и экологического воздействия, будет способствовать качественной подготовке технической базы для разработки в ближайшие годы нормативных документов по стандартизации методов и средств диагностирования аппаратов как традиционного исполнения (масляных, воздушных), так и нового поколения (элегазовых, вакуумных).

Список литературы

1. Уланов И.П. О техническом перевооружении и реконструкции электрических сетей на период до 2000 г. // Энергетическое строительство. 1990. № 3.
2. Антипов К.М., Апольцев Ю.А., Бесчастнов Г.А. Новое электротехническое оборудование // Вестник электроэнергетики. 1993. № 2.
3. Голоднов Ю.М. Новое электротехническое оборудование для электроэнергетики // Промышленная энергетика. 1994. № 1.
4. Дорф Г.А., Плеханов В.М. Анализ эксплуатационных показателей воздушных выключателей напряжением 330 кВ и выше // Энергетик. 1992. № 12.
5. Бронштейн А.М. Анализ надежности выключателей на напряжение 62 кВ и выше по материалам зарубежных публикаций // Электротехника. 1988. № 3.
6. Forced Outage Performance of Transmission Equipment Canadian Electrical Association. One Westmount Square Montreal. Quebec H3Z2P9. March 1984.
7. Charles R. Heising. Summary of CIGRE 13-06 Working Group: world wide reliability data, maintenance COST data, and studies on the worth of improved reliabilities of high voltage circuit-breakers // IEEE Trans. PAS. 1986. Vol. 5. № 4. P. 93-101.
8. Белкин Г.С., Козлов В.Б. О тенденциях и перспективах развития коммутационной аппаратуры высокого напряжения // Электротехника. 1990. № 1.
9. Bross E., Schubert H. The DLF range of high voltage airblast circuit-breakers. Design Performance. Application // Brown Boveri Rev. 1978. № 4. P. 21-23.
10. Barkan P. et al. Methodology for monitoring the condition of high voltage circuit-breakers // CIGRE. 1988. Rap. 13-04.
11. Stokes A.D., Timbs U. Circuit-breakers diagnostics // CIGRE. 1988. Rap. 13-03.
12. Шилин Н.В. Диагностика коммутационных аппаратов высокого напряжения за рубежом // Электрические станции. 1993. № 11.
13. Дорф Г.А., Плеханов В.М. Анализ эксплуатационной надежности выключателей напряжением 330 кВ и выше и разработка системы диагностики // Сборник докладов 2-го Международного симпозиума «Электротехника 2010». 1994. Докл. 2.13.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ КООРДИНАЦИИ ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ И ИХ ОТРАЖЕНИЕ В ОТЕЧЕСТВЕННЫХ И МЕЖДУНАРОДНЫХ СТАНДАРТАХ

А.К. ЛОХАНИН, канд. техн. наук

ВЭИ, Россия

Прогресс в области координации изоляции в системах переменного тока был, в основном, связан с развитием электропередач сверхвысокого и ультравысокого напряжений. Стремление обеспечить рост габаритов внешней изоляции в разумных пределах (в практическом плане это означало обеспечение линейного роста изоляционных промежутков с повышением уровня напряжения) потребовало снижения уровня внутренних перенапряжений и введения испытания коммутационными импульсами напряжений. Одновременно с этим встал вопрос о координации изоляции относительно длительного воздействия рабочего напряжения, учета его при воздействии внутренних и грозовых перенапряжений и координации относительно квазистационарных перенапряжений. Последнее было связано с необходимостью более гибкого регулирования распределением мощности в энергосистемах. Это потребовало проведения широкого комплекса исследований изоляции высоковольтного электрооборудования.

1. Учет рабочего напряжения при координации изоляции при грозовых перенапряжениях.

Известно, что значение рабочего напряжения в момент приложения импульса оказывает влияние на распределение напряжения. В отечественной практике стандартизации это учитывалось при выборе испытательного напряжения полного грозового импульса добавкой на возбуждение, равной $U_{кл}/2$

$$U_{п.г.и} = 1,1 U_{ост} \cdot 1,05 + U_{кл}/2, \quad (1)$$

где $U_{ост}$ — остающееся напряжение при токе координации; $U_{кл}$ — класс напряжения.

При этом допустимое воздействие в условиях эксплуатации (апериодический импульс с наложенными колебаниями) определялось выражением:

$$U_{доп} = 1,1 (U_{п.г.и} - U_{кл}/2). \quad (2)$$

Многолетний опыт применения (1) показал, что эта формула достаточно консервативна. Применение (2) для систем УВН и в случае глубокого ограничения перенапряжений приводит к чрез-

мерным требованиям к импульсной прочности и вызывает трудности в создании транспортбельных единиц УВН.

В связи с этим был развит новый подход, при котором значение испытательного напряжения грозового импульса связывалось с допустимым риском повреждения при учете зависимости допустимого эксплуатационного импульсного воздействия от мгновенного значения рабочего напряжения.

Это соотношение учитывало как зависимость импульсного распределения напряжения в обмотке от значения рабочего напряжения (U_p), так и зависимость электрической прочности изоляции от формы и длительности воздействия импульса. Применение такого подхода требовало анализа надежности грозозащиты реальных подстанций с учетом вероятностного характера параметров грозового разряда

$$U_{доп} = K_1 (U_{п.г.и} - K_2 U_p / U_{p \max}), \quad (3)$$

K_1 — коэффициент, учитывающий отличие прочности при стандартном испытательном полном грозовом и эксплуатационном импульсах; K_2 — коэффициент, учитывающий увеличение воздействий на изоляцию при рабочем напряжении.

Использование данного подхода позволило принять более низкие значения интервала координации и обеспечить эффективное снижение импульсного уровня изоляции в трансформаторном оборудовании на напряжение 1150 кВ и трансформаторах 500 кВ при их защите ограничителями перенапряжений. Опыт эксплуатации подтвердил приемлемость данного метода.

2. Учет рабочего напряжения при координации изоляции при коммутационных перенапряжениях.

В связи с относительным увеличением значения рабочего напряжения встал вопрос о достаточности принятого ранее интервала координации, равного 1,15, при коммутационных воздействиях. Проведенные на специальных моделях исследования при наложении коммутационных импульсов на переменное напряжение показали, что с влиянием переменной составляющей следует считаться лишь тогда, когда ее значение близко к минимальному повреждающему напряжению

при приложении напряжения промышленной частоты.

Поскольку в практических случаях значение напряжения промышленной частоты (даже с учетом возможных квазичастотных перенапряжений) значительно ниже минимального повреждающего, нет необходимости дополнительно увеличивать коэффициент запаса по этой причине.

3. Координация изоляции относительно квазистационарных перенапряжений.

В связи с отказом в международной стандартизации в диапазоне высших классов напряжений от испытаний одномоментным напряжением и снижением уровней внутренних перенапряжений встал вопрос о проверке изоляции при воздействии квазистационарных перенапряжений, длительность которых составляет от долей секунды до десятков секунд. Специально проведенное исследование зависимости прочности внутренней маслобарьерной изоляции силовых трансформаторов от длительности воздействия переменного напряжения показало, что соотношение прочности изоляции при односекундном воздействии к одномоментному составляет 1,18, а при воздействии длительностью 0,1 с и 1 мин — 1,22. Предполагая, что ухудшение изоляции в эксплуатации (с запасом) составит около 20%, получаем допустимое воздействие квазистационарных перенапряжений при длительности 0,1 с, равное значению одномоментного испытательного напряжения, а при длительности их 1 с — $0,95U_{1\text{мин}}$. Для больших длительностей воздействия можно воспользоваться соотношением

$$\lg t + n \lg E_{\text{отн}} = \text{const},$$

где t — время, с; $E_{\text{отн}}$ — отношение прочности за период t к прочности при одномоментном воздействии; $n \geq 74$ (по результатам исследований моделей маслобарьерной изоляции, проведенных в ВЭИ).

Применение этого соотношения (с коэффициентом запаса 10%) для трансформаторов 750 кВ, имеющих наименьшее соотношение между одномоментным испытательным напряжением и рабочим напряжением ($U_{1\text{мин}}\sqrt{3}/U_{\text{н.р}} = 1,76$, где $U_{\text{н.р}}$ — наибольшее рабочее напряжение оборудования) дает следующие допустимые значения квазистационарных перенапряжений: $1,42U_{\text{н.р}}/\sqrt{3}$ в течение 100 ч; $1,39U_{\text{н.р}}/\sqrt{3}$ — 500 ч; $1,33U_{\text{н.р}}/\sqrt{3}$ — 10000 ч, что значительно выше значений, которые могут быть на практике.

Это позволило сделать вывод, что оборудование, разработанное по существующим стандартам (в том числе и стандарту МЭК 71-1), не требует специального испытания, подтверждающего его надежную работу при квазистационарных перенапряжениях.

4. Координация изоляции относительно длительного воздействия рабочего напряжения.

До развития систем сверхвысокого и ультравысокого напряжений считалось, что требования координации изоляции по отношению к внутренним и грозовым перенапряжениям обеспечивают работоспособность изоляции при длительном воздействии рабочего напряжения. Однако в связи со снижением кратковременных перенапряжений и повышением рабочих напряжений в изоляции, многочисленными случаями аварийности изоляции при воздействии рабочего напряжения и необходимостью повысить надежность оборудования в системах СВН и УВН встал вопрос о проверке работоспособности изоляции при рабочем напряжении. Важным фактором является также то, что электрическая прочность при длительном воздействии рабочего напряжения определяет предел эффективного снижения кратковременных перенапряжений.

При этом выяснилось, что отсутствуют достаточно надежные данные по допустимым напряжениям в изоляции при рабочем напряжении, что связано как с большой длительностью исследований (сотни — тысячи часов), так и с необходимостью расширения критериев оценки электрической прочности. Если при сравнительно кратковременных воздействиях критерий прочности устанавливался на основе пробивной прочности и имел чисто статистический характер, то при длительном воздействии высоких напряженностей следовало считаться также с медленно развивающимся разрушением химических связей в изоляции, сопровождающимся ростом газообразования. Проведенные исследования в ВЭИ (длительностью 1000 ч) на моделях маслобарьерной изоляции, отражающих в натуральную величину наиболее нагруженный масляный канал у обмотки, показали, что, основываясь на статических параметрах пробы, значение допустимой рабочей напряженности (срок службы 25 лет) может быть принято равным 0,8 одномоментной. Однако по условиям роста газообразования это значение для существующих материалов должно быть ограничено значением средней напряженности в масляном канале, равном 50 кВ/см.

Отсюда следует:

1. При принятии допустимой рабочей напряженности в 50 кВ/см (в находящихся в настоящее время в промышленной эксплуатации трансформаторах рабочая напряженность не превышает 30 кВ/см), что дает соотношение одномоментной и рабочей прочности, равной 1,4, ограничение внутренних перенапряжений ниже $1,65U_{\text{н.р}}/\sqrt{3} = (1,4 \cdot 1,35/1,15 = 1,65$, где 1,35 — коэффициент импульса; 1,15 — коэффициент запаса) неэффективно. При этом следует также иметь в виду, что отношения прочностей при коммутационном

и грозом импульсах могут быть близки, что требует более глубокого ограничения уровня грозовых перенапряжений (учитывая коэффициент запаса при данном воздействии — 1,25).

Существующие отечественные и международные стандарты по координации изоляции основаны на значении уровней ограничения внутренних перенапряжений не ниже $1,8-1,9U_{н.р}/\sqrt{3}$.

2. Проверка работоспособности изоляции при рабочем напряжении связана с выявлением дефектов, которые не обнаруживаются кратковременными испытаниями и развиваются при длительном приложении напряжения. Отсюда — требование к введению длительного испытания напряжением промышленной частоты с измерением частичных разрядов (ЧР).

Проведенные исследования ЧР на моделях изоляции, в том числе при наличии дефектов (повышенное увлажнение, места с локальным усилением электрического поля) показали, что интенсивность ЧР во всех случаях составляет около 10^{-9} Кл, а коэффициент вариации напряжения, при котором появляются эти разряды, составляет в среднем 0,08. Это позволило произвести оценку испытательного длительного значения длительного напряжения:

$$U_{дл}/U_p = A^{1+\beta\sigma_2/1-\alpha\sigma_1},$$

где U_p — наибольшее значение длительного рабочего напряжения; σ_1, σ_2 — коэффициенты вариации начала появления повреждающих ЧР; α, β — квантили, определяющие вероятность отсутствия ЧР в эксплуатации и вероятность ЧР при длительном испытании, соответственно; A — отношение средних значений напряжений появления ЧР при испытании и в эксплуатации.

Принимая $\sigma_1 = \sigma_2 = 0,08$; $\alpha = 2,3$; $\beta = 1,3$, получаем $U_{дл} = 1,35 U_{н.р}/\sqrt{3}$.

В стандартах МЭК 76 значение длительного испытательного напряжения в диапазоне $1,3-1,5U_{н.р}/\sqrt{3}$.

В отечественной практике оно составляет $1,4U_{н.р}/\sqrt{3}$ для трансформаторов 330—750 кВ и $1,3U_{н.р}/\sqrt{3}$ для трансформаторов 1150 кВ.

5. Координация изоляции между контактами выключателей.

В отечественной практике в сетях 330—750 кВ, основанной на применении выключателей без

предвключенных резисторов, требования к электрической прочности между контактами были установлены, исходя из воздействия расчетного перенапряжения относительно земли на одном из контактов и учета противофазы рабочего напряжения на противоположном контакте. Многолетний опыт эксплуатации подтвердил достаточность такого подхода. В международной практике для этих классов напряжений применяются выключатели с предвключенными резисторами, что обеспечивает более низкий уровень перенапряжений между контактами. В связи с этим, и основываясь на успешном опыте эксплуатации, при определении требований к электрической прочности таких выключателей было принято при наличии противофазы рабочего напряжения более низкое значение (около 10—15%) напряжения на противоположном контакте, чем относительно земли.

6. Координация изоляции между фазами.

В высших классах напряжения (330—750 кВ) эти требования практически относятся только к изоляции силовых трансформаторов. Очевидно, что со снижением уровня внутренних перенапряжений относительно земли (без применения специальных мер для их ограничения между фазами), кратность максимальных коммутационных перенапряжений между фазами и относительно земли растет и стремится к предельному значению, равному 2. При существующих уровнях ограничения перенапряжений относительно земли эта кратность находится в пределах 1,4—1,7. В отечественной практике это соответствует принятию практически постоянного расчетного уровня перенапряжений между фазами, равного $3,5U_{н.р}/\sqrt{3}$, и многолетний опыт эксплуатации подтверждает достаточность этого требования. При этом считается, что это перенапряжение распределяется поровну, с противоположными знаками на каждой из двух рассматриваемых фаз. С другой стороны, при испытании коммутационным импульсом внутренней изоляции трехфазных силовых трансформаторов напряжение между фазами составляет полторакратное значение по отношению к земле, что послужило поводом для унификации в МЭК 71 требований к внешней и внутренней изоляции в тех случаях, когда воздействия на последнюю превышают расчетные требования к внешней изоляции.

УПРАВЛЯЕМЫЕ ШУНТИРУЮЩИЕ РЕАКТОРЫ ДЛЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ

М.В. БИКИ, Ю.Л. ЧИЖЕВСКИЙ, ЗТЗ, Украина, Е.Н. БРОДОВОЙ, А.М. БРЯНЦЕВ, С.В. ЖАКУТОВА, В.В. ИВАЩЕНКО, В.А. КРАСНОПИВЦЕВ, АЭИ, Казахстан, Л.В. ЛЕЙТЕС, А.И. ЛУРЬЕ, ВЭИ, Россия

Управляемые подмагничиванием шунтирующие реакторы (УШР) в электрических сетях выполняют несколько функций:

регулируют напряжение в сети и снижают потери за счет плавного регулирования потребляемой или генерируемой реактивной мощности. В последнем случае они совместно с нерегулируемой конденсаторной батареей эквивалентны статическим компенсаторам реактивной мощности;

повышают пропускную способность линий электропередачи;

ограничивают коммутационные перенапряжения;

симметрируют напряжение;

гасят дугу подпитки в паузе ОАПВ.

Рассматриваемые УШР — принципиально новые устройства, работающие на принципе магнитного усиления. Основными их особенностями являются сильное насыщение рабочих участков магнитной цепи в номинальном режиме при ненасыщенной остальной части магнитопровода и формирование потоков подмагничивания за счет периодически повторяющегося шунтирования части витков обмоток полупроводниковыми ключами, что позволяет обойтись без специального источника подмагничивания.

По принципу действия, конструктивному исполнению, совокупности технических характеристик и экономическим показателям УШР имеют существенные преимущества [1]. Затраты на их изготовление, установку на подстанции и организацию эксплуатации сопоставимы с регулируемыми под нагрузкой двухобмоточными трансформаторами такой же мощности и класса напряжения и значительно ниже, чем у управляемых реакторов других типов, синхронных компенсаторов или статических тиристорных компенсаторов реактивной мощности [2—5].

В связи с таким прогрессом в этой области представляет интерес отечественная библиография последних лет [6—27].

В результате исследования характеристик УШР на математических и физических моделях, опытных образцах и проведения оптимизационных расчетов определены по два наиболее перспективных варианта электрической и магнитной схем.

В первом варианте электрической схемы, рекомендуемом для сетей до 35 кВ включительно,

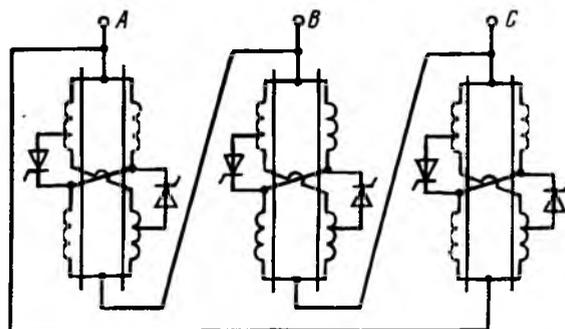


Рис. 1

сетевая обмотка и обмотка управления совмещены в одну обмотку, соединенную в треугольник (рис. 1). При этом тиристорные ключи находятся под потенциалом сетевой обмотки.

Во втором варианте (рис. 2 — упрощенная схема) раздельное исполнение сетевой обмотки управления позволяет снизить потенциал тиристорных ключей и создать УШР для сетей сверх- и ультравысокого напряжения без использования промежуточного трансформатора. Сетевая обмотка соединена в звезду с заземленной нейтралью, обмотка управления — в треугольник.

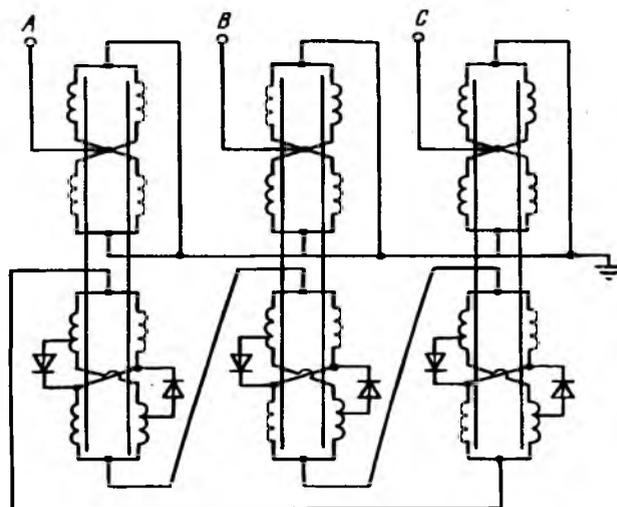


Рис. 2

Из возможных конструкций магнитопроводов наиболее перспективны бронестержневые однофазные с двумя стержнями при любом напряжении и трехфазные с шестью стержнями при классе напряжения ниже 110 кВ. В последнем случае

меньше расход стали на ярма.

Стержни выполняются либо с неизменным сечением по всей длине при одноступенчатом насыщении, либо с участками уменьшенного поперечного сечения (УУПС) — при двухступенчатом насыщении. Требование синусоидальности потребляемого тока при использовании конструкции с одноступенчатыми стержнями выполняется путем создания режимов, близких к полупериоду и полнопериодному насыщению. Оптимальное соотношение сечения и длины УУПС к сечению и длине стержня обеспечивает допустимый уровень нелинейных искажений в промежуточных режимах и дает возможность сократить расход стали на ярма за счет снижения постоянной составляющей магнитного потока. При повышенных требованиях к синусоидальности потребляемого тока возможно снижение уровня нелинейных искажений до 2%.

Ширина боковых и торцовых ярм почти достигает наружного диаметра обмотки, что практически устраняет добавочные потери, вызываемые магнитным полем вне активной части.

В режимах от ХХ до номинального каждый из стержней находится в одном из двух состояний — ненасыщенном, при этом весь магнитный поток, созданный обмоткой, локализован в пределах стержня, или насыщенном, при этом часть потока вытесняется в канал между стержнем и обмоткой.

При магнитопроводе с шестью стержнями возможно дополнительное уменьшение расхода стали благодаря снижению в $\sqrt{3}$ раз амплитуды переменной составляющей магнитного потока в ярмах путем оптимальной очередности расположения стержней разных фаз.

Указанные варианты электрической схемы и магнитной системы были проверены при изготовлении, испытаниях и опытной эксплуатации ряда УШР.

Так, на Запорожском трансформаторном заводе (ЗТЗ) изготовлен однофазный управляемый реактор типа РОДЦУ-60000/500-VI, успешно прошедший сетевые испытания на подстанции Белый Раст. Номинальная мощность реактора 60 МВ·А, напряжение 525/3 кВ, обмотки сетевая и управления отдельные, два стержня. Расход активных материалов 1,35 кг/(кВ·А), потери в номинальном режиме 0,8%. Испытания подтвердили теоретические основы и возможность конструктивной реализации управляемых реакторов с сильным насыщением больших масс электротехнической стали (порядка 10 т) переменным потоком с максимальным значением индукции до 2,5 Т и продолжительностью насыщенного состояния (когда индукция выше 2 Т) до полупериода частоты сети и более. Исследования регулировочных, динамических, комму-

тационных и шумовых характеристик УШР, а также нелинейных искажений тока сетевой обмотки показали, что измеренные параметры близки к расчетным и соответствуют техническому заданию (ТЗ). Получены следующие результаты испытаний.

1. По регулировочным характеристикам:
 - угол регулирования тиристоров в номинальном режиме 79°;
 - глубина регулирования по току 283:1, что значительно больше требуемой (10:1);
 - перегрузочная способность УШР по току составляет 136%;
 - эффективность регулирования напряжения сети в точке подключения 17,5 В/А (на ампер изменения сетевого тока);
 - скорость изменения мощности 540 МВ·А/с.
2. По динамическим характеристикам:
 - время достижения номинальной мощности в форсированном режиме составляет 0,28 с (расчетное и требуемое время 0,3 с);
 - время перехода УШР из режима ХХ в номинальный или обратно при углах регулирования, соответствующих номинальному режиму и режиму ХХ, не превышает 7 с (требовалось не более 60 с).
3. По нелинейным искажениям тока сетевой обмотки:

режим полупериодного насыщения реактора наступает при сетевом токе 213 А вместо расчетного значения 198 А, что объясняется неточным учетом отличия высоты обмоток от длины стержня и может быть уточнено при корректировке проекта;

при полупериодном насыщении коэффициент гармоник сетевого тока составляет 1,5%, третья гармоника тока равна 0,6%, пятая — 0,26%, седьмая — 0,22%, девятая — 0,18%, одиннадцатая — 0,08%.

Примером УШР с совмещенными обмотками и бронестержневым магнитопроводом, имеющим шесть стержней, является трехфазный реактор типа ТМВУР-5000/10, изготовление которого заканчивается в «Казремэнерго» номинальной мощностью 5 МВ·А, включаемый на стороне НН (10 кВ) силового трансформатора. Он предназначен для регулирования реактивной мощности и напряжения в слабозагруженной и протяженной ЛЭП 110 кВ энергосистемы «Алматыэнерго». Совместно с УШР возможна установка нерегулируемой конденсаторной батареи, что обеспечит плавное регулирование реактивной мощности как в режиме потребления, так и в режиме генерации и позволит управлять режимами работы электрической сети не только с избытком, но и с недостатком реактивной мощности, например, в промышленных зонах. Расчетное значение коэффициента гармоник не превышает 5%, в номи-

нальном режиме — 2%. Расход активных материалов 1,5 кг/(кВ·А).

Обоснованно выбранные и проверенные технические решения по электрической схеме и конструктивному выполнению магнитопровода, а также достигнутый уровень проработки УШР как единого системотехнического комплекса позволяют изготавливать не только отдельные образцы, но и начать серийное производство. МНПО «Электрозавод» приступил к созданию управляемого подмагничиванием реактора 500 кВ мощностью 180 Мвар в трехфазной группе. На ЗТЗ ведется разработка трехфазного управляемого реактора 20 Мвар, 121 кВ. Решается вопрос о серийном производстве реакторов серии ТМВУР на промышленных предприятиях Казахстана.

УШР больших мощностей перспективны для использования в линиях электропередач 220, 500, 1150 кВ России, Казахстана, Бразилии, Аргентины, Индии, Китая. По предварительной оценке специалистов Энергосетьпроекта, ЦДУ, ПЭО «Дальние передачи» ориентировочная потребляемость в УШР в сетях 500 кВ составляет порядка 30% установленной мощности неуправляемых шунтирующих реакторов. Для сетей Казахстана подтвержденная потребность на 1994—1995 гг. составляет десять трехфазных групп. По данным «Казахстанэнергосетьпроекта» одно лишь снижение уровня потерь в электрической сети обеспечивает срок окупаемости УШР 1,5—2 года.

Таким образом, к настоящему времени создана достаточная научно-техническая база для разработки и серийного изготовления требуемых управляемых шунтирующих реакторов всех классов напряжения до 500 кВ включительно и для начала работ по созданию реакторов 750 и 1150 кВ.

Список литературы

1. Головачев В.Д., Дорожко Л.И., Сорокин В.М. Технико-экономическое сопоставление управляемых реакторов с тиристорными устройствами // *Электротехника*, 1994. № 1. С. 28—36.
2. Электромагнитные процессы в мощных управляемых реакторах / М.А. Бики, Е.Н. Бродовой, А.М. Брянцев и др. // *Электричество*. 1994. № 4.
3. Управляемый реактор для трехфазной группы 180 МВ·А 500 кВ / М.А. Бики, Е.Н. Бродовой, А.М. Брянцев и др. / I симпозиум «Электротехника 2010 год». Тезисы докладов. 13—16 окт. 1992 г. М.: ВЭИ, 1992. С. 12—13.
4. Брянцев А.М. Магнитно-вентильные управляемые реакторы с предельным насыщением магнитной цепи (основы теории, принципы реализации, исследования, примеры исполнения). Автореф. дис... доктора техн. наук. М.: МЭИ, 1992.
5. Electromagnetic process in high-power controlled reactors / M.A. Biki, E.N. Brodovoi, A.M. Bryantsev a.o. // *International Symposium on Electromagnetic Fields in Elctrical Engineering*. September 18—20, 1991, Southampton University, England, ISEF—91, Warszawa, 1991. P. 245—248.
6. Перспективы применения магнитно-вентильных уп-

равляемых реакторов в энергетических системах / Е.Н. Бродовой, А.М. Брянцев, В.В. Ильиничин и др. // *Электротехника*. 1992. № 2. С. 2—4.

7. Александров Г.Н., Евдокунин Г.А. Технические требования к параметрам управляемых реакторов для линий электропередач сверхвысокого напряжения // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 4—6.

8. Александров Г.Н., Кашина В.А., Лисочкина Т.В. Экономическая эффективность электропередач переменного тока с управляемыми шунтирующими реакторами // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 6—11.

9. Эффективность применения управляемых реакторов для снижения потерь электроэнергии / Н.Б. Владимиров. В.И. Кочкин, О.Е. Сальников, В.А. Тимофеев // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 11—13.

10. Орлов В.С. Применение управляемых реакторов в промышленных электросетях // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 13—16.

11. Дорожко Л.И., Лейтес Л.В. Сравнительный анализ различных конструкций управляемых реакторов // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 18—24.

12. Брянцев А.М. Основные уравнения и характеристики магнитно-вентильных управляемых реакторов с сильным насыщением магнитной цепи // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 24—28.

13. Бики М.А., Ярвик Я.Я. Перспективы создания управляемого реактора на номинальное напряжение 1150 кВ мощностью 500—1000 МВ·А // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 28—29.

14. Расчет основных характеристик фазы магнитно-вентильного управляемого реактора 60 МВ·А, 20 кВ / Е.Н. Бродовой, А.М. Брянцев, С.А. Гордеев и др. // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 29—35.

15. Теллинен Ю.Ю., Ярвик Я.Я. Выбор рациональной конструкции управляемого реактора 525 кВ, 180 МВ·А // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 35—37.

16. Ожидаемые технико-экономические показатели насыщающегося реактора 525 кВ, 180 МВ·А / М.Н. Владиславлев, А.Т. Поль, Ю.Ю. Теллинен, Я.Я. Ярвик // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 37—39.

17. Бродовой Е.Н. Улучшение динамических характеристик управляемых реакторов // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 41—44.

18. Забудский Е.И., Ермураки Ю., Козыри С.Ф. Новые конструкции ферромагнитных устройств для электроэнергетики // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 44—49.

19. Коршунов Е.В., Краснопивцев В.А. Статические и динамические характеристики управляемого реактора на напряжение 500 кВ // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 49—52.

20. Метод расчета на ЭВМ электромагнитных переходных процессов в ферромагнитных устройствах с произвольной структурой магнитной и электрической цепей / Г.А. Евдокунин, Е.В. Коршунов, Э.А. Сеппинг, Я.Я. Ярвик // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 56—59.

21. Эффективность управления нормальными и аварийными режимами энергосистем с помощью управляемых реакторов / В.А. Краснопивцев, И.Д. Лис, И.А. Мягченков, В.А. Трубанов // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 59—62.

22. Глубокое ограничение внутренних перенапряжений с помощью управляемых ферромагнитных реакторов / Г.А. Евдокунин, В.В. Нешатаев, Э.А. Сеппинг, Я.Я. Ярвик // *Электротехника*. 1991. № 2. С. 62—65.

23. Магнитно-вентильный управляемый реактор для статического компенсатора реактора реактивной мощности / А.М. Брянцев, Е.Н. Бродовой, С.А. Гордеев и др. // *Электротехника*. 1990. № 7. С. 18—22.

24. Брянцев А.М. Подмагничиваемые ферромагнитные устройства с предельным насыщением участков магнитной системы // *Электричество*. 1986. № 2. С. 24—27.

25. Брянцев А.М. Магнитно-тиристорный регулятор реактивной мощности // *Электротехника*. 1984. № 10. С. 59—62.

26. Управляемые шунтирующие реакторы для электрических сетей высокого напряжения / Е.Н. Бродовой, А.М. Брянцев, С.В. Жакутова и др. // II симпозиум «Электротехника 2010». М.: ВЭИ, 1994.

27. Бродовой Е.Н., Брянцев А.М. Управляемые дугогасящие реакторы для электрических сетей 6—35 кВ // II симпозиум «Электротехника 2010». М.: ВЭИ, 1994.

ОБСЛЕДОВАНИЕ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ В ЭКСПЛУАТАЦИИ

В.В. ГУРИН, В.В. СОКОЛОВ

«ЗТЗ-Сервис» НИЦ ЛТД, Запорожье

Традиционный подход к техническому обслуживанию силовых трансформаторов (СТ), называемый техническим обслуживанием по календарному графику, заключался в проведении запланированных испытаний и ремонтов через заданные интервалы времени (6—12 лет). Исправным считался СТ, характеристики которого соответствовали нормам. Однако нормы всегда в известной степени являются условными, соответствие им однозначно не указывает на отсутствие дефектов, а лишь означает, что в данную минуту состояние удовлетворительное, но не отвечает на вопрос, как долго это состояние сохранится. Эта неопределенность существенно усиливается при приближении или достижении расчетного срока службы СТ (25 лет).

Современные методы диагностики позволяют реализовать другой подход к техническому обслуживанию СТ, заключающийся в слежении за техническим состоянием СТ при нормальной эксплуатации (сервисное обслуживание) и проведении ремонта только тогда, когда результаты диагностирования указывают на его необходимость (так называемое техническое обслуживание на основе состояния оборудования).

Характерные повреждения и дефекты СТ в эксплуатации. С точки зрения диагностирования технического состояния СТ по условию эффективности определения дефекта была разработана классификация отказов СТ, включающая в себя внешние и внезапные повреждения, износные дефекты и развивающиеся повреждения [1].

К внешним относятся повреждения бака и маслопроводов, системы охлаждения, системы дыхания и компенсации масла, переключающего устройства, вводов, контрольно-измерительной аппаратуры и др. В трансформаторах 220—750 кВ такие повреждения составляют около 60% всех отказов. Внезапные повреждения активной части и вводов развиваются в течение часов (или даже минут и секунд), обычно под влиянием сильных внешних воздействий на СТ и практически не поддаются прогнозу (в трансформаторах 220—750 кВ примерно 5—7% всех отказов).

К износным дефектам относятся увлажнение масла (скопления воды в баке), увлажнение твер-

дой изоляции, старение масла, загрязнения масляных промежутков и твердой изоляции, газовыделение, образование пузырьков газа, местное и общее старение твердой изоляции, износ конструктивной изоляции, окисление и эрозия контактов, ослабление механических креплений, повреждение обмоток маслосососов. В трансформаторах 220—750 кВ такие дефекты составляют примерно 25% всех отказов.

Развивающиеся повреждения включают в себя частичные разряды, повышенные нагревы токоведущих соединений, элементов конструкции и остова, частичные деформации обмоток СТ. Доля этих повреждений в трансформаторах 220—750 кВ около 10%.

Важно правильно определить местонахождение и степень опасности дефекта. Небольшое (не превышающее норм) газовыделение из-за плохого состояния контактов переключающего устройства, например, может быстро привести к серьезной аварии, в то же время сильное газовыделение из-за нарушения изоляции активной части от дна бака может быть допущено в течение длительного времени. Наличие и степень опасности всех видов повреждений и дефектов устанавливаются в процессе комплексной диагностики технического состояния СТ.

Комплексная система диагностики включает в себя такие этапы:

составление модели вероятных дефектов на основании анализа конструкции, результатов заводских испытаний, сведений об отказах этого типа СТ или отказов аналогичных узлов в других типах СТ; расчетная оценка изменения характеристик СТ (реактансы рассеяния, проводимости, емкости, $\tan \delta$ участков изоляции и др.) при вероятных дефектах (деформация обмоток, увлажнение, загрязнение изоляции и т.п.);

составление поузлового карты внешних дефектов;

уточнение модели вероятных дефектов после анализа опыта эксплуатации и результатов профилактических испытаний, составление карт контроля частичных разрядов, вибраций, нагрева;

комплексный анализ масла для оценки его состояния и остаточного ресурса, выявление продуктов деструкции материалов, наличия внутренних

повреждений;

функциональные испытания СТ при наибольших рабочих нагрузках — нагрев до наибольших рабочих температур, нагрузка до 105—110% номинальной (возможно, в опыте короткого замыкания), перевозбуждение до 110—115% номинальной индукции;

специальные испытания (под напряжением и нагрузкой) — измерение частичных разрядов, потеря и тока холостого хода, токов проводимости и др.; снятие температурных зависимостей изоляции обмоток и вводов; измерение переходных сопротивлений контактов отводов и РПН; измерение реактансов рассеяния обмоток; проверка герметичности уплотнений и др.;

составление заключения о техническом состоянии СТ (карта фактических дефектов, рекомендации о необходимых ремонтных работах и модернизации, улучшении контроля и обслуживания).

Функциональные и специальные испытания требуют дополнительных затрат, но они, как правило, полностью окупаются. Наш опыт показывает, что контроль состояния СТ с помощью одного лишь анализа масла (широко распространенная практика среди эксплуатационного персонала многих стран мира) не дает целостной информации о дефектах в нем.

Обнаружение дефектов в «благополучных» трансформаторах. К типичным дефектам в «благополучных» трансформаторах (по результатам анализа масла и традиционных профилактических испытаний) относятся увлажнение твердой изоляции, загрязнение твердой изоляции и масляных промежутков, старение масла и маломощные очаги нагрева масла. Без устранения этих дефектов, как правило, невозможна дальнейшая длительная надежная эксплуатация СТ.

Увлажнение изоляции наблюдается практически во всех негерметичных трансформаторах при длительной эксплуатации и определяется при обследовании следующими специальными методами: по изменению влагосодержания масла в процессе нагрева до 65—75°C, расчетным путем по сопротивлению изоляции R_{60} , прямым измерением влагосодержания образцов твердой изоляции. Увлажнение имеет неравномерный характер в СТ, наибольшая концентрация влаги наблюдается в тонких слоях изоляции в нижней части бака. Например, в «благополучном» трансформаторе 125 МВ·А, 400 кВ ТЭС Вояны (Словакия) при нагреве влагосодержание масла увеличилось с 10 до 21 г/т, расчет по R_{60} показал, что твердая изоляция увлажнена до 2,2%, влагосодержание проб картона было от 1,4 до 3,1%. При последующей сушке выделено 8 л воды. В другом «благополучном» трансформаторе [150 МВ·А, 400 кВ ТЭС Почерады (Чехия)] увеличение влаги в масле составило от 7 до 24 г/т, расчет дал 1,5%, а измерения проб картона также 1,5% вла-

ги, при сушке удалено 9 л воды.

Для герметичных трансформаторов увлажнение возможно лишь в случаях некачественно проводимых работ, связанных с разгерметизацией. Так, при замене ввода 400 кВ на трансформаторе 250 МВ·А, 400 кВ АЕЦ Козлодуй (Болгария) изоляция была увлажнена настолько, что при обследовании влагосодержание масла возросло с 15 до 35 г/т, увлажнение картона в отдельных зонах достигало 4%, а при сушке выделилось 27 л воды.

Поверхность твердой изоляции и масло СТ в эксплуатации **загрязняются** продуктами старения масла, износом электронасосов и фильтров, углеродом из зон повышенного нагрева. Проба масла из нижней части бака СТ не отражает реальной картины загрязнения, в промежутках между обмотками механических примесей значительно больше, чем в пробе. В практике НИЦ «ЗТЗ-Сервис» загрязнения определяются по температурной зависимости $\text{tg } \delta$ изоляции и путем специальных анализов масла, отобранных из СТ при работающей и неработающей системе циркуляции масла (определение коэффициентов вариации пробивного напряжения, дисперсионный анализ механических примесей и др.), что позволяет более точно оценить истинную картину загрязнения СТ. Например, $\text{tg } \delta$ пробы масла из СТ 150 МВ·А, 400 кВ ТЭС Почерады был равен 2,3%, расчет для промежутка ВН—НН дал $\text{tg } \delta = 11\%$, при ревизии было обнаружено большое количество металлической пыли и стружек из-за износа маслососов, частиц силикагеля из-за износа фильтров, волокон, шлама как продукта старения масла.

В ряде случаев обнаруживалось, что причиной загрязнения являлась сама маслоочистительная установка [стекловолокно в автотрансформаторе 250 МВ·А, 400/110 кВ п/с Мировка (Словакия) из фильтров установки Микафил].

В старых трансформаторах загрязнение активной части может быть настолько сильным, что при включении циркуляции масла пробивное напряжение снижается в два раза, а общее количество частиц механических примесей и их распределение по размерам от 3 до 200—500 мкм увеличиваются в 4—5 раз (трансформатор ТДЦГ-180000/220 ТбилГРЭС).

Наличие скоплений шлама из-за старения масла в трансформаторах обычно имеет место, если цвет масла равен 3—4 балла, $\text{tg } \delta = 3 \div 4\%$ при 90°C, коэффициент поверхностного натяжения 30 и менее. При этом в пробе масла может не быть осадка, растворимого в п-гептане, но изменение $\text{tg } \delta$ и числа омыления технологического масла в процессе обработки изоляции при ремонте подтверждает наличие скоплений шлама в трансформаторе. В большинстве случаев старение масла происходит из-за источников повышенного нагрева в СТ. Например, в автотран-

сформаторе 133 МВ·А, 400/220 кВ п/ст Лемшаны (Словакия) ухудшение характеристик масла (при 90°C $\operatorname{tg} \delta < 7\%$) и наличие мощного источника ЧР в нижней части бака позволили предположить существование контура по отношению к потокам рассеяния как причины старения масла. При ремонте были обнаружены сдвиг активной части и повреждение изоляции ее от дна бака.

Контроль качества ремонта осуществляется по специальной программе, которая составляется индивидуально для каждого ремонтируемого СТ и базируется на использовании глубоких знаний конструкции, технологии изготовления, заводского опыта изготовления и анализа дефектов, опыта ремонтов СТ данного типа, умении оценить последствия принимаемого решения. Она включает в себя тщательный контроль ремонтных работ, пооперационные испытания и испытания после ремонта. Отсутствие в эксплуатации средств испытаний повышенным напряжением частично

компенсируется требованиями весьма малого уровня ЧР (10–20 пКл) при 110–115% от $U_{\text{ном}}$ [2].

Таким образом, применяемая в НИЦ «ЗТЗ-Сервис» комплексная система диагностики позволяет полнее выявить дефекты в трансформаторах и на более ранней стадии их развития, чем по международным и национальным нормам, наметить целенаправленные меры по их устранению. Эта система является составной частью общей задачи продления срока службы СТ.

Список литературы

1. Соколов В.В. Повышение эффективности диагностики состояния мощных силовых трансформаторов // Экспресс-информация. Сер. Эксплуатация и ремонт электростанций. 1985. Вып. 3.
2. Диагностика автотрансформатора 133 МВ·А 400 кВ в эксплуатации методом измерения и локации частичных разрядов / В.В. Гурин, В.В. Соколов, Я. Валента, Б. Кучера. // Электрические станции. 1993. № 10.

УДК 621.315.615.2.011.21.001.5

ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ ТРАНСФОРМАТОРНЫХ МАСЕЛ ПО ПРОВОДИМОСТИ

В.А. ТУРКОТ

ВЭИ

В процессе эксплуатации электротехнического оборудования происходит постепенное старение трансформаторных масел, приводящее к появлению в них кислот и перекисей, формированию полярных соединений, образованию шлама.

Своевременная замена либо очистка масел от продуктов старения является необходимым условием надежной работы маслонаполненного оборудования.

Скорость старения масел зависит от многих факторов, наиболее существенными из которых являются углеводородный состав масла, зависящий от исходного сырья и способа производства, рабочая температура, наличие ингибиторов, поверхность контактирующих с маслом медных проводников, напряженность электрического поля, воздействие ионизирующего излучения, содержание влаги.

Для оценки характеристик свежих, заливаемых в оборудование и находившихся в эксплуатации масел, существует ряд нормированных методов испытаний. В то же время задача совершенствования существующих методов диагностики состояния трансформаторных масел и оценки их свойств в зависимости от химического состава

весьма актуальна. Особое значение в последние годы приобретает разработка методов, позволяющих контролировать состояние масла непосредственно в процессе проведения ремонтных работ.

В ряде случаев, например, при контроле состояния высоковольтных вводов, отбор проб масла, объем которых был бы достаточен для определения пробивного напряжения, $\operatorname{tg} \delta$ и других параметров (0,5–1,0 л), нежелателен.

В то же время на наличие в масле кислот, перекисей, растворимых полярных соединений и шлама весьма чувствительно реагирует его проводимость (удельное объемное электрическое сопротивление ρ_v), которую можно измерить, имея пробы объемом не более 4–8 см³.

В трансформаторных маслах, в которых диэлектрические потери малы и в значительной мере обусловлены сквозной омической проводимостью, значения $\operatorname{tg} \delta$ и проводимости взаимосвязаны, поскольку диэлектрические потери при воздействии переменного напряжения равны потерям энергии в диэлектрике при постоянном напряжении¹

¹Липштейн Р.А., Шахнович Р.А. Трансформаторное масло. М.: Энергия, 1968.

$$\operatorname{tg} \delta = 1,63 \delta \cdot 10^{10}. \quad (1)$$

Это обстоятельство позволяет, во-первых, осуществлять контроль правильности проведения двух независимых друг от друга измерений, а, во-вторых, при отсутствии возможности прямого измерения $\operatorname{tg} \delta$ определять его значение по измеренной проводимости пробы масла.

В маслах со значительным содержанием продуктов старения и загрязнений происходит усиление процессов дипольно-релаксационной поляризации, что приводит к нарушению имеющегося соотношения между $\operatorname{tg} \delta$ и проводимостью.

Таким образом, измерение проводимости, во-первых, дает дополнительную информацию о состоянии масла, а, во-вторых, в ряде случаев является более доступным методом контроля.

Анализ состояния вопроса показал, что в литературе крайне мало сведений о значениях удельных объемных электрических сопротивлений масел ρ_v в работающих трансформаторах и вводах, а в стандарте МЭК № 422 регламентированы только минимально допустимые значения ρ_v в оборудовании разных классов напряжения.

В статье изложены первые результаты исследований, проводимых с целью создания банка значений ρ_v масел в работающих трансформаторах и вводах, изучения влияния на ρ_v масел теплового старения, воздействия частичных разрядов, радиации, влаги и других факторов.

Для определения значений ρ_v пробы масел отбирались из трансформаторов и вводов в стеклянные шприцы по технологии, принятой при отборе проб для газохроматографических анализов.

Все испытания проводились в ячейках трехжжимного типа из нержавеющей стали (рис. 1).

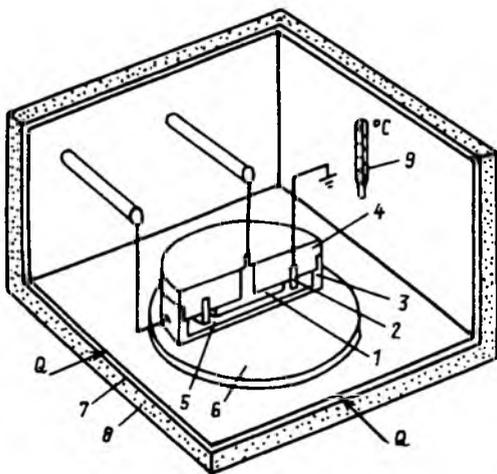


Рис. 1. Устройство для измерения удельных объемных сопротивлений трансформаторных масел в диапазоне температур 20–90°C:

1 — измерительный электрод; 2 — охрannое кольцо; 3 — высоковольтный электрод; 4 — фторопластовый диск; 5 — масло; 6 — подставка из диэлектрика; 7 — металлическая камера; 8 — теплоизоляция камеры; 9 — термометр

Для очистки ячеек использовались углеводородные растворители и дистиллированная вода. Непосредственно перед проведением испытаний ячейки ополаскивались испытываемой жидкостью.

Значение воздействующего стабилизированного напряжения постоянного тока варьировалось в пределах от 1 до 500 В.

Температура масла в ячейке изменялась путем нагревания металлического, теплоизолированного с внешней стороны, корпуса измерительной камеры. Для контроля температуры внутри камеры был установлен терморезистор. Проводимость проб измерялась в интервале температур 20–90°C.

Удельное объемное электрическое сопротивление (Ом·см) вычислялось по формуле

$$\rho_v = 0,113 \cdot C_0 \cdot R_v \cdot 10^{14}, \quad (2)$$

где R_v — значение объемного электрического сопротивления, Ом; C_0 — емкость пустой измерительной ячейки, Ф.

Исследовано влияние на удельное объемное сопротивление (проводимость) трансформаторных масел теплового старения, ионизирующего излучения, частичных разрядов, содержания влаги.

Проведенные эксперименты показали, что удельные объемные сопротивления свежих, подготовленных к заливке в оборудование, масел и масел, содержащих продукты старения, различаются на четыре–пять порядков, а коэффициент вариации значений ρ_v при повторных измерениях, выполняемых на разных пробах одного и того же масла, не превышает 45%. Результаты измерений ρ_v пяти проб масла ТКп, взятых из одного бака, приведены на рис. 2. Представленные кривые позволяют судить о воспроизводимости измерений.

Одним из основных факторов, определяющих скорость старения масла, является рабочая температура. На рис. 3 показано влияние на удельное объемное сопротивление масла ТКп теплового старения при температуре 160°C в течение 20 ч.

Влияние частичных разрядов на ρ_v масла К-10 австрийской фирмы «Technol» и облучения на ρ_v масла ГК иллюстрируют зависимости, приведенные на рис. 4, 5.

При обследовании и ремонте трансформаторов и вводов проводится оценка увлажнения твердой изоляции по изменению влагосодержания масла в процессе прогрева.

Как показали измерения значений ρ_v , характер изменения удельного объемного сопротивления пробы в процессе ее нагревания позволяет судить о содержании в ней влаги. На рис. 6 приведена характерная зависимость $\rho_v = f(T)$ для увлажненной пробы масла.

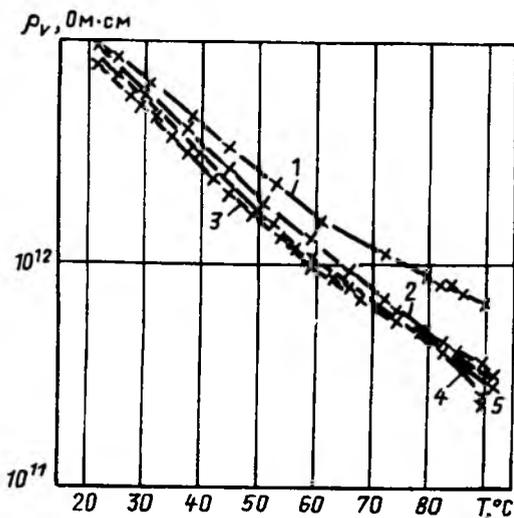


Рис. 2. Удельное объемное электрическое сопротивление пяти проб масла ТКп, взятых из одного бака

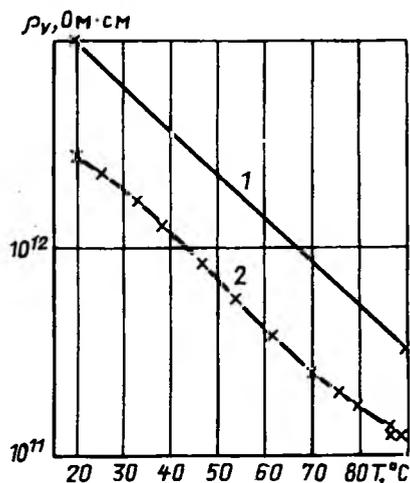


Рис. 3. Удельное объемное электрическое сопротивление масла ТКп до (1) и после (2) теплового старения

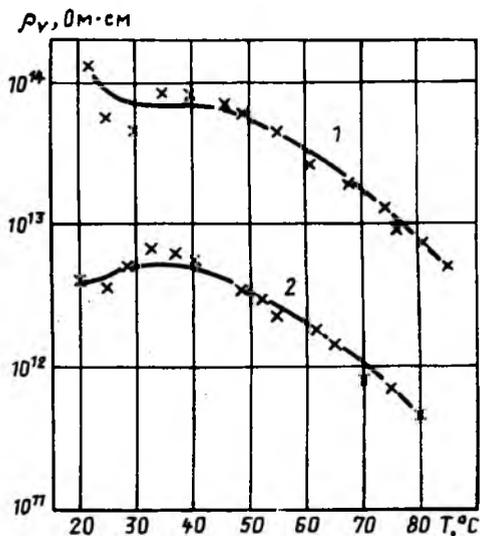


Рис. 4. Удельное объемное электрическое сопротивление масла К-10 фирмы «Technol» до (1) и после (2) воздействия ЧР

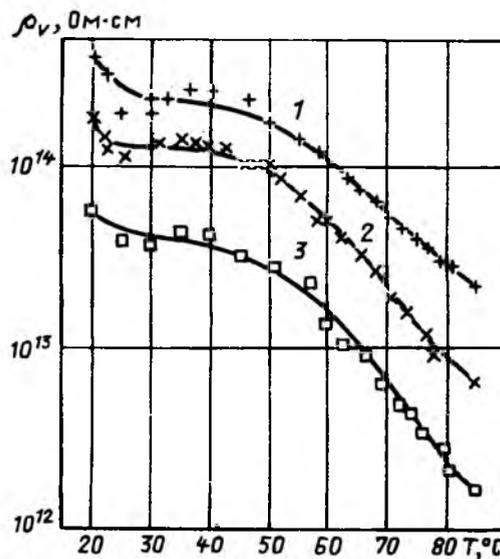


Рис. 5. Удельное объемное электрическое сопротивление масла ГК в зависимости от дозы облучения: 1 — без облучения; 2 — облучение $1,7 \cdot 10^5$ рад; 3 — облучение $1,1 \cdot 10^7$ рад

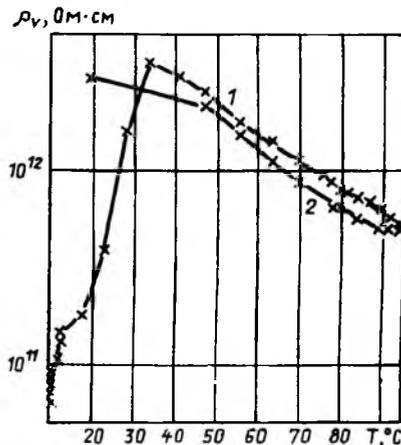


Рис. 6. Изменение удельного объемного электрического сопротивления увлажненного масла ТКп (после теплового старения в объеме с несущей бумагой при 160°C в течение 20 ч; содержание влаги в масле после старения 60 г/т) при нагревании:

1 — нагрев; 2 — охлаждение

При испытании масел, содержащих шлам, проявляется влияние воздействующего измерительного напряжения и времени его приложения. С увеличением измерительного напряжения ρ_v снижается, а при выдержке пробы под напряжением — возрастает.

Табл. 1, 2 являются иллюстрацией работы, начатой с целью создания банка значений удельных объемных электрических сопротивлений масел различного структурно-группового состава в трансформаторах и вводах. Создание такого банка данных необходимо для определения ρ_v , характерных для нормально работающего оборудования и выявления трансформаторов и вводов с развивающимися дефектами и недопустимыми для дальнейшей эксплуатации параметрами изоляции.

Таблица 1

Значения удельных объемных электрических сопротивлений проб масла из трансформаторов

Объект	Марка масла	Срок эксплуатации, год	ρ_v , Ом·см	
			20°C	90°C
Алжир, п/с «Жижель», трансформатор ТДЦ 250000/220 № 134911	ГК	2	3×10^{14}	$2,3 \times 10^{12}$
п/с «Кокчетавская», реактор 1150 кВ № 1235810	T-750	8	2×10^{14}	$1,8 \times 10^{12}$
Криворожская ГРЭС, трансформатор ТДЦ 400000/150 № 55474	ТКп	—	$3,4 \times 10^{13}$	3×10^{12}
Болгария, АЭС «Козлодуй», трансформатор ТЦ 630000/400 № 118750	ТКп	9	7×10^{13}	9×10^{12}
п/с «Очаково», АДЦТН 250000/500 № 108268	ТКп	14	$6,2 \times 10^{13}$	$7,5 \times 10^{12}$
Болгария, ТЭЦ «Марица-Изток-3», трансформатор ТДЦ 250000/220 № 8493	ГОСТ 10121	15	7×10^{12}	4×10^{11}

Таблица 2

Значения удельных объемных электрических сопротивлений проб масла из вводов

Объект	Марка масла	Срок эксплуатации, год	ρ_v , Ом·см	
			20°C	90°C
Болгария, ТЭЦ «Марица-Изток-3», ГБМТУ 220/2000	T-750	15	$3,4 \times 10^{13}$	$6,5 \times 10^{11}$
п/с «Кокчетавская», ГБМТ-1150/1250 У1	T-750	9	$5,4 \times 10^{13}$	$2,1 \times 10^{12}$
Болгария, ТЭЦ «Варна», ГБМТУ 220/2000 № Д-8999	T-750	15	$1,0 \times 10^{13}$	$8,4 \times 10^{11}$
п/с «Кокчетавская», реакторный ввод ГМТА-20/1150/1250 № 93874	ГК	1	$3,8 \times 10^{14}$	$5,5 \times 10^{13}$
п/с «Очаково» ГБМТУ-500/1600	ГК	—	$3,8 \times 10^{13}$	$5,9 \times 10^{12}$
п/с «Очаково» ГБМТУ-110/1600	ГК	—	$1,5 \times 10^{11}$	$2,7 \times 10^{10}$
Братская ГЭС, ГМТ-30-500/2000 УХЛ1, № Ч-41527	ГК	1	$8,4 \times 10^{13}$	$1,8 \times 10^{13}$

В зависимости от степени старения масла и характера возникающих отклонений от нормального режима реакция удельного объемного сопротивления может быть различной. Например, в блочном трансформаторе ТДЦ 250000/220 и в реакторе 1150 кВ (табл. 1), в которых по данным газохроматографических анализов нарушен тепловой режим (повышенное содержание C_2H_4 и C_2H_6), измерения показали аномальное снижение удельного объемного сопротивления с повышением температуры масла ($\rho_{20}/\rho_{90} > 100$).

В трансформаторе ТДЦ 250000/220, на ТЭЦ «Марица-Изток-3» (табл. 1) по данным газохроматографических анализов диагностирована возможность наличия разрядов либо разогрев магнитопровода паразитными токами ($C_2H_2 > 100$ ppm). Как результат получены низкие значения ρ_v .

При выполнении диагностического обследования автотрансформатора АДЦТН 250000/500 на п/с «Очаково» было признано неудовлетворительным состояние вводов ГБМТУ-110/1600 (табл. 2). Разборка указанных вводов на заводе «Изолятор» показала, что полученным чрезвычайно низким значениям ρ_v соответствует состояние масла, при котором на внутренней поверхности нижних крышек вводов имеется осадок.

Приведенные примеры указывают на взаимосвязь между значениями удельного объемного электрического сопротивления масла и состоянием оборудования. Так как в ряде случаев отбор проб объемом 300—500 мл нежелателен, а при наличии 20—50 мл масла определение его пробивного напряжения и ряда других характеристик невозможно, представляется целесообразным более широкое использование такого диагностического критерия, как удельное объемное электрическое сопротивление. Проведение измерений ρ_v целесообразно совмещать с выполнением газохроматографических анализов.

УДК 621.314.632-5

ПАРАМЕТРИЧЕСКОЕ МИКРОПРОЦЕССОРНОЕ УПРАВЛЕНИЕ
ВЕНТИЛЬНЫМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯМИ

О.Г. БУЛАТОВ, доктор техн. наук, Е.Е. ЧАПЛЫГИН, канд.техн. наук

МЭИ

Значительное число потребителей электрической энергии постоянного тока нуждается в источниках питания, являющихся источниками тока. Внешние характеристики источника тока создаются, как правило, за счет работы замкнутого контура управления. При этом преимущества имеют вентильные преобразователи, естественная внешняя характеристика которых имеет мягкий характер. В таких преобразователях не только осуществляется естественная защита от режима короткого замыкания, но и значительно лучше динамические свойства, переходные процессы протекают с меньшими отклонениями от заданных значений. В данной работе рассматриваются преобразователи (регуляторы) постоянного напряжения с мягкими естественными внешними характеристиками.

На рис. 1 приведены характерные схемы таких преобразователей. Конденсаторно-тиристорные преобразователи (рис. 1,а,б [1]) выполняются на однооперационных тиристорах и имеют цепи для ускоренного перезаряда конденсатора, что позво-

ляет работать в широком диапазоне выходных токов при реализации режима широтно-импульсного регулирования. Естественная внешняя характеристика схемы рис. 1,а приведена на рис. 2,а. Она рассчитана численным методом, потери в преобразователе и пульсации тока нагрузки при расчете не учтены. Естественная внешняя характеристика схемы рис. 1,б имеет аналогичный характер.

Регулятор напряжения рис. 1,в относится к регуляторам напряжения III [2], для которых характерна дозированная передача энергии в нагрузку в режиме прерывистого тока. При этом внешняя характеристика (рис. 2,б) описывается формулой

$$\frac{U_H}{E} = \frac{E\gamma^2}{2LfI_H}, \quad (1)$$

где γ — отношение интервала замкнутого со-

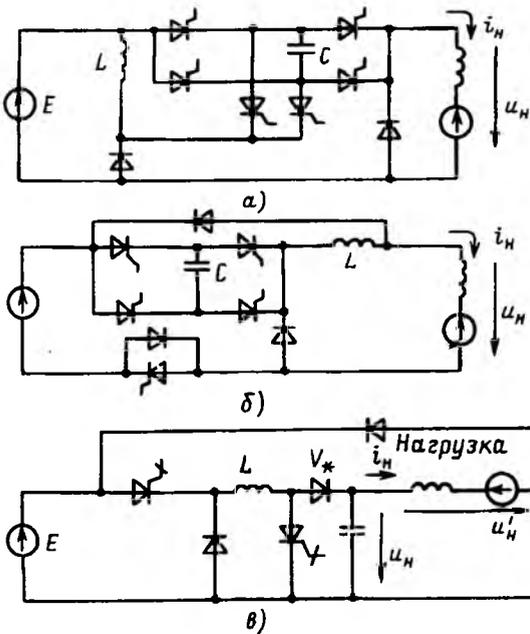


Рис. 1

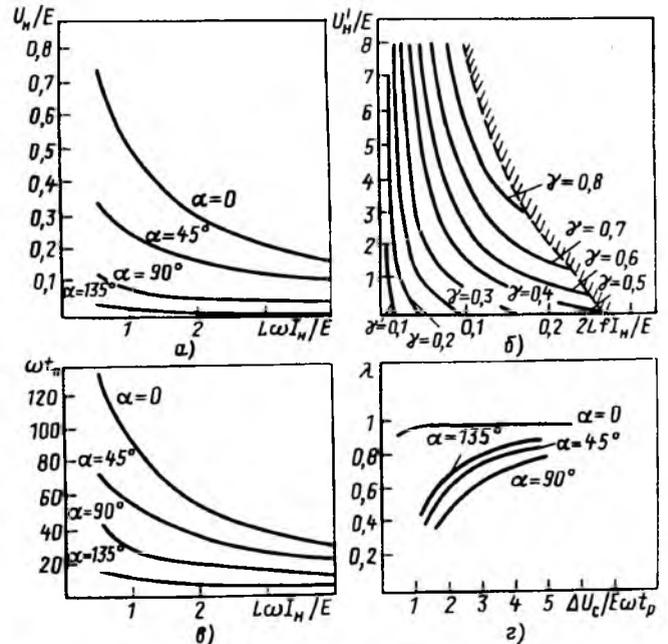


Рис. 2

стояния ключей (они в схеме включаются и выключаются одновременно) к периоду повторения $T_n = 1/f$.

Граница режима прерывистого тока определяется выражением

$$\frac{U_n}{E} \geq \frac{\gamma}{1-\gamma} \quad (2)$$

Подключение нагрузки, показанное на рис. 1,б, когда к нагрузке приложено $U'_n = U_n - E$, обеспечивает оптимальное расположение границ прерывистого тока на внешней характеристике (рис. 2,б). Близкие характеристики имеют и многие другие схемы регуляторов напряжения в режиме прерывистого тока.

Все приведенные на рис. 1 преобразователи характерны тем, что режим прерывистого тока для них является неотъемлемым. Для таких преобразователей в [3, 4] предложено параметрическое управление. В частности, токовая внешняя характеристика может быть получена без применения датчиков тока, что позволяет избавиться от присущих им недостатков, в частности повысить точность регулирования при малых токах. Подобное параметрическое управление возможно при использовании микропроцессорных систем управления, поскольку базируется на вычислительных возможностях процессорных систем.

При параметрическом управлении ток нагрузки вычисляется процессором на основе измерения других электрических параметров либо временных интервалов, при этом для расчета используются данные о параметрах элементов силовой схемы преобразователя (индуктивность дросселя, емкость конденсаторов, потери в преобразователе), а в некоторых случаях и нагрузки. Точность сведений о таких величинах ограничивает достижимую точность параметрического управления. Однако результатом является получение системы управления, способной поддерживать регулируемый параметр с точностью 1—2% его максимального значения, что удовлетворяет многих потребителей в области электропривода и электротехнологии.

Рассмотрим основные способы параметрического управления вентильными преобразователями в режиме прерывистого тока.

Способ I базируется на естественной внешней характеристике вентильного преобразователя. Зависимость $U_n/E = f(I_n)$ может быть задана аналитически либо, что более характерно, в виде таблицы, занесенной в ПЗУ микропроцессорного контроллера. С помощью интегрирующего АЦП находится среднее за период работы преобразователя нагрузочное напряжение U_n , затем микропроцессор определяет значение I_n , при этом учитывается параметр управления (α в схемах рис. 1,а,б либо γ в схеме рис. 1,в), сведения о котором хранятся в системе управления, а также

напряжение на входе преобразователя E .

Из характеристик рис. 2,а,б видно, что при увеличении токов I_n в ряде значений параметра управления производная dI_n/dU_n возрастает. Поскольку U_n измеряется с некоторым шагом дискретизации ΔU_n , то ток будет рассчитан с погрешностью дискретизации $\Delta I_n = \Delta U_n (dI_n/dU_n)$. Таким образом, при больших I_n точность параметрического управления по способу I снижается.

Способ II базируется на измерении с помощью таймера временного параметра, характеризующего режим прерывистого тока. Так, в схемах рис. 1,а,б таким интервалом может быть время между окончанием угла управления (включение вентиля) и завершением перезаряда конденсатора C . На рис. 2,в приведены рассчитанные численным методом зависимости интервала ωt_n от I_n при различных углах управления α для преобразователя рис. 1,а. Потери в преобразователе и пульсации тока нагрузки не учитывались. Эти зависимости имеют аналогичный характер и для преобразователя рис. 1,б и других тиристорно-конденсаторных схем. Сравнение зависимостей рис. 2,а,в показывает, что они имеют много общего. Поэтому свойства способов I и II во многом аналогичны, однако схемная реализация способа II проще, так как отсутствует необходимость в интегрирующем АЦП. При больших значениях I_n точность способа II снижается.

Для схемы рис. 1,в интервал проводимости диода V_* обозначим t_n . Тогда без учета потерь в преобразователе и пульсаций тока нагрузки легко получить

$$I_n = \frac{t_n E \gamma}{2L} \quad (3)$$

Таким образом, изменения t_n и E позволяют рассчитать ток нагрузки. Производная dI_n/dt_n зависит от γ : при больших γ точность способа II снижается. Как видно из зависимостей рис. 2,б, эта область также соответствует большим токам нагрузки. Однако снижение точности в способе II менее существенно, чем при реализации способа I.

Таким образом, способ II имеет некоторые преимущества перед способом I для всех приведенных на рис. 1 схем.

Способы I и II характеризуются снижением точности при больших токах нагрузки, и особенно остро это проявляется в тиристорно-конденсаторных преобразователях рис. 1,а, б. Возможны иные способы параметрического управления, в которых этот недостаток отсутствует, причем большим токам соответствует наибольшая точность.

Способ III применим в тиристорно-конденсаторных преобразователях и заключается в измерении скорости перезаряда конденсатора на ма-

лом временном промежутке t_p после момента включения вентиля $\omega t = \alpha$. За интервал t_p напряжение на конденсаторе изменяется на ΔU_C , которое зависит от тока нагрузки. На рис. 2,2 представлена рассчитанная численным методом зависимость величины λ от I_H , где λ — доля тока нагрузки в токе разряда конденсатора на интервале t_p . При расчете интервал $\omega t_p = 5,73^\circ$. Зависимости рис. 2,2 могут быть в виде таблицы записаны в ПЗУ микроконтроллера, что позволяет при измерении ΔU_C вычислить значение I_H . Точность способа III выше при больших токах нагрузки.

Параметрическое управление вентильными преобразователями, реализованное на микропроцессорном контроллере, может сочетать различные способы управления: при малых токах преимуществами обладает способ II, при больших токах нагрузки — способ III. Выбор способа управления может происходить при сравнении временного интервала $t_{п}$ со значением $t_{кр}$. При $t_{п} > t_{кр}$ точность способа II выше. Значения $t_{кр}$ определяются расчетным путем и хранятся в ПЗУ микроконтроллера.

На рис. 3 представлена упрощенная структурная схема программы микропроцессорной системы управления. Длительность полупериода за-

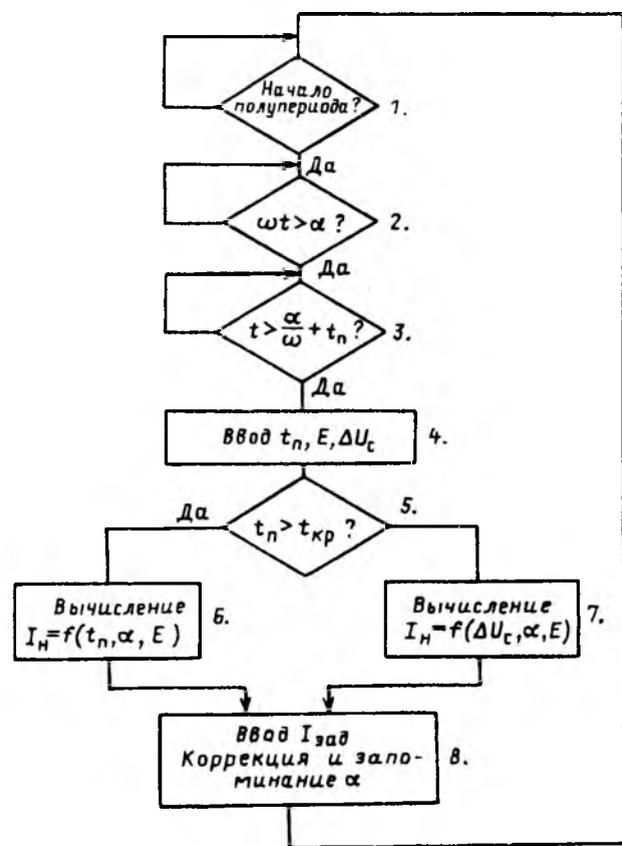


Рис. 3

дается внешним мультивибратором, срабатывание которого фиксируется в блоке 1 программы, одновременно запускается таймер, формирующий угол управления и осуществляется необходимая коммутация. В блоке 2 фиксируется завершение угла управления и осуществление соответствующей коммутации и запускается таймер, фиксирующий интервал $t_{п}$. Завершение работы этого таймера фиксируется блоком 3. В процессор вводится значение $t_{п}$ (блок 4), в блоке 5 происходит выбор между реализацией способов II и III. В блоках 6 и 7 осуществляется расчет тока нагрузки по таблицам, соответствующим рис. 2,8, 2. В блоке 8 вводится заданное значение тока и сравнивается с текущим, осуществляется корректировка угла управления, значение α запоминается в регистре общего назначения процессора.

В преобразователях рис. 1,8 достаточно реализовать лишь способ II, тогда блоки 5 и 7 из программы исключаются. Блоки 1–3 в программе также могут отсутствовать, тогда блок 4 запускается по сигналу прерывания с таймера, измеряющего интервал $t_{п}$; освободившееся время можно использовать для решения других задач.

Для получения достаточной точности управления исходные величины должны вводиться в процессор с форматом порядка одного байта. При использовании табличного метода вычислений емкость каждой из таблиц, соответствующих рис. 2,8, 2, равна 64 кб. Однако сочетание табличных и вычислительных способов исключает необходимость применения таких громоздких решений, емкость таблиц может быть снижена до пределов, обеспечивающих их запись в резидентной памяти однокристалльных микропроцессоров. Тогда координаты таблицы определяются лишь старшими разрядами исходных величин ($t_{п}$, ΔU_C , α), а их младшие разряды используются для проведения линейной интерполяции табличных значений. Плавный характер табличных зависимостей делает точность линейной интерполяции весьма высокой.

При выполнении программы рис. 3 многократно осуществляются операции умножения и деления. Наилучшим образом программа реализуется на однокристалльных микроконтроллерах типа KM1816BE51, имеющих команды умножения и деления. Период управления при такой системе управления может не превышать периода коммутации. При реализации блока 8 программы рис. 3 можно использовать различные способы регулирования угла управления, например, осуществлять упреждающее управление. Возможна реализация внешних характеристик заданной формы [5]. При реализации управления на процессорах, в которых умножение и деление осуществляются по подпрограммам, период управления значительно превышает период коммутации, но

это может быть приемлемым для ряда потребителей.

Анализ погрешностей дискретизации вычислений по программе рис. 3 показывает, что они меньше погрешностей исходных данных. При составлении таблиц необходимо провести расчет электромагнитных процессов с учетом потерь в преобразователе, последние определяются расчетным или экспериментальным путем. При высокой частоте коммутации пульсации тока нагрузки малы. При наличии пульсаций предпочтительнее способ управления, в котором основные зависимости не зависят от пульсаций. В частности, для преобразователя рис. 1,в внешняя характеристика рис. 2,б почти не зависит от пульсаций, поэтому реализация способа управления I может оказаться предпочтительной. Наиболее просто можно учесть пульсации при проведении расчета электромагнитных процессов в системе «преобразователь—нагрузка» при определенной нагрузке. При этом будут получены зависимости, аналогичные рис. 2, которые могут быть занесены в ПЗУ микропроцессорной системы управления. Однако в этом случае изменение параметров нагрузки потребует полной замены таблиц в ПЗУ. Возможность построения систем управления, где изменение пульсаций не требует изменения табличных данных, заслуживает специального исследования.

Таким образом, преобразователи постоянного

напряжения с мягкой внешней характеристикой позволяют не только создать установки электропитания со свойствами источника тока с большей устойчивостью к коротким замыканиям и лучшими динамическими свойствами, но и реализовать параметрическое управление, что дает возможность исключить из системы датчики тока и повысить точность управления, особенно в области малых токов нагрузки. Для реализации систем управления могут использоваться массовые серии однокристалльных восьмиразрядных микроконтроллеров, причем аппаратные затраты на систему управления при этом не превосходят традиционных решений.

Список литературы

1. Булатов О.Г., Царенко А.И., Поляков В.Д. Тиристорно-конденсаторные источники питания для электротехнологии. М.: Энергоатомиздат. 1989.
2. Поликарпов А.Г., Сергиенко Е.Ф. Однотактные преобразователи напряжения в устройствах электропитания РЭА. М.: Радио и связь. 1989.
3. А.с. № 1080243 СССР. Цифровое устройство для управления вентильным преобразователем / С.Г. Обухов, Е.Е. Чаплыгин, Т.В. Ремизевич // Открытия. Изобретения. 1984. № 10.
4. Чаплыгин Е.Е., Бруякина З.В. Микропроцессорное управление выпрямителем с параметрическими обратными связями // Электричество. 1994. № 2.
5. Обухов С.Г., Росинская Т.В. Алгоритмы реализации регулируемых внешних характеристик преобразователей. Электричество. 1993. № 2.

ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННАЯ ТЕХНИКА

СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ПРОМЫШЛЕННОСТИ ФОЛЬГИРОВАННЫХ МАТЕРИАЛОВ В РОССИИ

Э.Д. АРСЕНЬЕВА, канд. хим. наук,
В.Г. ОГОНЬКОВ, С.Г. ТРУБАЧЕВ, кандидаты техн. наук

Техническая политика ведущих мировых фирм в области фольгированных материалов определяется двумя соображениями:

фольгированный материал в виде печатной платы является важнейшим компонентом схемы, обеспечивающим в значительной степени ее характеристики и надежность;

печатные платы имеют все более узкое специализированное назначение, обусловленное специфическими требованиями, накладываемыми условиями работы схем.

Использование печатных плат в радиоэлектронике позволяет увеличить надежность элементов, узлов и приборов, технологичность (за счет автоматизации процессов сборки и монтажа), плотность размещения элементов (благодаря уменьшению габаритов и массы), быстродействие, помехозащищенность элементов и схем. Создание фольгированных материалов и печатных плат является сложным процессом, требующим решения материаловедческих вопросов, технологических и конструктивных проблем, высокой культуры про-

изводства, контроля и испытаний.

По единодушному мнению ведущих зарубежных и отечественных специалистов промышленность по производству фольгированных материалов и печатных плат в ближайшие годы будет продолжать интенсивно развиваться. Среднегодовой прирост в мире производства фольгированных материалов в 1975—1990 гг. составил от 6% для гетинакса до 12—15% для стеклотекстолита. Анализ статистических данных 80-х и начала 90-х годов показывает, что общие тенденции развития производства, совершенствования характеристик и разработки новых фольгированных материалов сохраняются и в 90-е годы.

Фольгированные гетинаксы

Фольгированные материалы на основе целлюлозной бумаги и фенольной или эпоксидной смолы (гетинаксы) имеют наиболее длительную историю применения и их потребление возрастает. Фольгированные гетинаксы широко применяются при изготовлении бытовой радиоэлектроники (телевизоров, магнитофонов, видеоаппаратуры), электроники для автомобилей, холодильников, часов, копировальной техники, преобразователей. Опыт мировой практики показывает, что основным материалом для бытовой электроники является относительно дешевый и технологичный фольгированный гетинакс на фенольной смоле.

В начале 80-х годов возникли проблемы, связанные с возгоранием цветных телевизоров. Для исключения возгорания печатных плат в мировой практике изготавливаются и применяются негорючие гетинаксы, отвечающие требованиям международного стандарта UL 94 V0.

Проведенные в последние годы работы позволили значительно повысить качество фольгированных гетинаксов: разработан и изготавливается в большом объеме гетинакс марки ГОФВМ, обладающий повышенной влагостойкостью и ограниченной горючестью, разработан негорючий гетинакс марки ГФТ-А. Необходимо проведение научно-исследовательских и технологических работ по созданию фольгированных гетинаксов с повышенной стабильностью линейных размеров и малым короблением для печатных плат с поверхностным монтажом электронных элементов, повышенной адгезией к медной фольге.

Фольгированные стеклотекстолиты

Фольгированные стеклотекстолиты применяют для производства печатных плат общепромышленного назначения, в том числе особо тонкие толщиной 0,08—0,3 мм применяют для многослойных печатных плат аппаратуры специального назначения. Это обусловлено высоким уровнем свойств материалов, стабильностью характеристик при повышенных температурах и влажности, воз-

можностью получения на единице площади высокой плотности проводящего рисунка. В последние годы значительно усложнились конструкции печатных плат и, соответственно, повысились требования к характеристикам фольгированных стеклотекстолитов. В табл. 1 приведены конструктивные характеристики и тенденции развития многослойных печатных плат.

Таблица 1

Конструктивные характеристики и тенденции развития многослойных печатных плат

Характеристика	Годы						Ближайшие годы
	1965	1970	1975	1980	1985	1990	
Число слоев	4	6	8	10	24	30	30
Толщина платы, мм	1,5	2,0	2,5	2,8	5,5	6,0	7,0
Диаметр отверстия, мм	1,0	0,8	0,7	0,5	0,4	0,3	0,2
Количество отверстий в 1 см ² платы	6	9	16	16	32	64	96
Ширина проводника, мм	0,30	0,15	0,13	0,12	0,10	0,08	0,05

Наиболее широкое применение для изготовления печатных плат получил стеклотекстолит типа FR-4 с повышенной огнестойкостью на основе бромированной эпоксидной смолы. Этот стеклотекстолит стал своего рода эталонным материалом, с которым сравниваются новые материалы. Проведенные в последние годы работы по модификации и усовершенствованию стеклотекстолита FR-4 позволили сделать этот материал пригодным для поверхностного монтажа электронных элементов.

Наиболее существенными характеристиками стеклотекстолитов, применяемых для сложных печатных плат, являются диэлектрическая проницаемость, температура стеклования связующего и геометрическая стабильность размеров. Традиционно приемлемым для стандартных эпоксидных стеклотекстолитов типа FR-4 считалось значение диэлектрической проницаемости 5,4. Создание электронно-вычислительных машин с высоким быстродействием потребовало снижения значения диэлектрической проницаемости до 3,5—4,5. Поскольку значение диэлектрической проницаемости стекла E , используемого для изготовления электротехнических стеклотканей, составляет 6,6, то снижение диэлектрической проницаемости стеклотекстолитов можно достигнуть, применив новые виды нагревостойких смол или изменив содержание смолы в материале. В табл. 2 приведены сравнительные характеристики смол, применяемых для изготовления современных фольгированных стеклотекстолитов.

Сравнительные характеристики смол, применяемых для изготовления современных фольгированных стеклотекстолитов

Вид смолы	Температура стеклования, °С	Диэлектрическая проницаемость	Горючесть по UL 94	Технологичность
Эпоксидная FR-4	120—125	4,0—4,5	V-0	Хорошая
Тetraфункциональная FR-4	130—135	4,5—5,0	V-0	Хорошая
Смесь полиимидной и эпоксидной смол	220—260	3,3—3,5	V-0/V-1	Посредственная
Смесь эпоксидной и полиимидной смол	185—220	3,5	V-0/V-1	Посредственная
Эпоксидная смола Квотрекс 5010	185	3,9	V-0	Хорошая
Политетрафторэтилен	75	2,1	V-0	Посредственная
Циановый эфир	240	2,8	V-0	Посредственная

Для повышения стабильности линейных размеров стеклотекстолитов необходим оптимальный выбор соотношения смолы и стеклоткани, типа стеклоткани, числа слоев и режима прессования. Высокая температура стеклования смолы снижает изменение размеров в направлении оси Z, например, при осаждении меди, инфракрасной пайке и термических воздействиях, повышает надежность печатных плат, позволяет проводить удаление и замену дефектных элементов, не вызывая термодеструкцию смолы. Перспективной для новых стеклотекстолитов является эпоксидная смола с температурой стеклования 180°C, которая более технологична по сравнению с другими смолами. Фольгированные стеклотекстолиты на этой смоле имеют низкие значения диэлектрической проницаемости, повышенную влагостойкость и соответствуют требованиям к материалам для электронных схем следующего поколения.

Производство фольгированных материалов

В СНГ имеется 4 завода по производству фольгированных материалов: Московский завод «Изолит», Тираспольский завод «Молдавизолит», Петропавловский завод электроизоляционных материалов, Санкт-Петербургский завод слоистых пластиков.

Предприятия России потребляли в 1989—1990 гг. 55% общего количества стеклотекстолита

фольгированного и примерно 51% общего количества гетинакса фольгированного. Производство этих материалов в 1993 г. составило примерно 40—45% объема производства 1990 г.

В странах СНГ изготавливаются в основном горючие фольгированные стеклотекстолиты марок СФ и СТФ, их доля составляет, соответственно, порядка 90 и 10% общего объема производства. Негорючие фольгированные стеклотекстолиты типов FR-4 и FR-5 изготавливаются в незначительном количестве. Доля производимых за рубежом стеклотекстолитов фольгированных типов FR-4 и FR-5 составляет около 90% общего объема производства этих материалов.

Доля выпускаемых за рубежом фольгированных гетинаксов типа FR-2 составляет около 90% общего объема производства, и 10% выпуска приходится на долю самозатухающих материалов, имеющих нормируемую горючесть. Отечественной промышленностью изготавливаются фольгированные гетинаксы, разработанные более 7 лет назад, имеющие нормируемую горючесть, и горючий гетинакс типа ГФ.

Следует ожидать, что с начала 1995 г. начнется подъем промышленности России и потребности в фольгированных материалах начнут возрастать. Учитывая, что основной парк приборов и аппаратов бытовой и промышленной радиоэлектронной техники к 1995—1996 гг. устареет морально и физически и должен подлежать замене, необходимо в России увеличить производство фольгированных материалов. Поэтому необходимо создать в России в 1994—1996 гг. мощности по производству фольгированных материалов, которые составят по экспертной оценке 5000 т стеклотекстолита и 6000 т гетинакса фольгированных. Необходимо организовать производство негорючих фольгированных материалов типов FR-2, FR-4 и FR-5 на существующих и вновь создаваемых заводах с доведением в 1996 г. доли производства этих материалов до 60—75% общего объема производства. Первый новый завод по производству фольгированного стеклотекстолита с технологической линией мощностью 1000 т будет пущен в эксплуатацию в 1994 г. в Стерлитамаке.

Необходимо также создать в России мощности по производству термохимобработанных стеклотканей (в первую очередь стеклоткани массой 200 г/м²), негорючих эпоксидных смол и отвердителей к ним, изотропной бумаги из белой целлюлозы.

КЛЮЧЕВАЯ РОЛЬ ЭНЕРГИИ АКТИВАЦИИ В ПРОГНОЗИРОВАНИИ И ЭКСПРЕСС-ОЦЕНКЕ НАГРЕВОСТОЙКОСТИ ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Л.В. БАРКОВА, Э.Т. ГЕВОРКЯН, М.В. ТЮРИНА

Время от времени возникают дискуссии по поводу возможности использования результатов кратковременных экспериментов при относительно высоких температурах для прогнозирования температурных индексов (ТИ) электроизоляционных полимерных материалов. Если в качестве ключевой величины взять аррениусову или эффективную энергию активации (E), то многие сомнения по поводу правомочности такого подхода могут быть сняты.

Цель настоящей работы — показать ключевую роль E в прогнозировании и экспресс-оценке нагревостойкости электроизоляционных полимерных материалов.

Во всех случаях прогнозирования температурных индексов предполагается явная или скрытая связь между E и ТИ.

Собственно угол наклона линии срока жизни L задается величиной E , что позволяет в случае ускоренных испытаний строить такую прямую по результатам старения не при трех температурах, а при одной — с использованием тангенса угла наклона [1, 2]. Последний легко определяется из значения E , которое может быть получено по результатам другого, причем кратковременного эксперимента. Речь должна идти о среднем значении E , если процесс термоокислительной деструкции протекает в одну стадию, или о значении E , характеризующем первую стадию в случае многоступенчатости процесса. При этом необходимо быть уверенным в корректности получаемых значений эффективной энергии активации термоокислительной деструкции полимеров и полимерных материалов.

Обычно E определяют по зависимости константы скорости k от температуры T ; согласно уравнению Аррениуса тангенс угла наклона прямой в координатах $\lg k - 1/T$ равен $E/R \cdot 2,303$.

Константа скорости k рассчитывается по изменению различных показателей в единицу времени при заданной температуре, когда эксперимент проводится в изотермических условиях. Показатели должны характеризовать либо степень превращения вещества (массу, газовыделение, поглощение кислорода и т.д.), либо изменение свойств, сопровождающих процессы термоокислительной деструкции.

В зависимости от условий проведения эксперимента и выбранных показателей для расчета E используется одно из ниже приведенных соотношений.

Для кратковременного изотермического эксперимента порядка 5—10 ч соотношение имеет вид:

$$b = \frac{d \lg k}{d 1/T} = E/R \cdot 2,303, \quad (1)$$

где b — тангенс угла наклона прямой.

При длительном старении образцов электроизоляционного полимерного материала [3] при трех заданных температурах с периодическим измерением эксплуатационных параметров до момента установления непригодности к применению этого материала формула приобретает вид:

$$b = \frac{d \lg L}{d 1/T} = E/R \cdot 2,303, \quad (2)$$

где L — срок службы материала при заданных температурах T_1 и T_2 .

Итак, если значения E , найденные в разных экспериментальных условиях, совпадают, то и тангенс угла наклона прямой одинаков.

Эффективную энергию активации определяют и по результатам неизотермического эксперимента, в частности, по данным неизотермической термогравиметрии [4, 5]. В этом случае E находят также по тангенсу угла наклона прямой, но формула имеет несколько иной вид:

$$b = -0,457 E_i/R. \quad (3)$$

Выражение (3) получается путем преобразования уравнения скорости деструкции материала

$$-\frac{dw}{dt} = A \exp\left(-\frac{E}{T}\right) w^n,$$

где b — тангенс угла наклона прямой, полученной в результате i -го сечения; w — фракционная остаточная масса образца; n — порядок реакции.

Однако E в этом случае характеризует тот же процесс термоокислительной деструкции и должна также совпадать со значениями, полученными из соотношений (1), (2), что и будет показано ниже.

В настоящей работе значения E рассчитаны

вались с использованием всех трех соотношений (1), (2), (3), по результатам как изо-, так и неизотермического эксперимента. В качестве образцов были взяты полимеры промышленного производства: полиэтилен (ПЭ), полистирол (ПС), полиметилметакрилат (ПММА) и эмалевая изоляция ряда проводов — ПЭВ-1, ПЭВ-2 (поливинилацеталь), ПЭС-2, Формвар 1169, Формвар 3536 (поливинилформаль), ПЭВТЛ-2 (полиуретан), ПЭТВ, ПЭТВ-939 (полиэтилентерефталат), ПЭТВ-Ф35 (полиэфир), Изонель 175, Изонель 200Д, ПЭФ-155 (полиэфирцианураты), ПЭТ-155 (полиимидоэфир).

Кратковременное нагревание (5–10 ч) измельченных образцов полимерных материалов (около 50 мг) осуществлялось в термостате при заданных двух-трех температурах с периодическим взвешиванием на аналитических весах типа ВЛР-200 с целью получения данных: изменение массы в единицу времени. Отправной точкой выбора температур для изотермического нагревания служила температура синхронного отклонения термогравиметрической (ТГ) кривой и кривой дифференциально-термического анализа (ДТА) при скорости нагревания 3°C/мин. Энергия активации рассчитывалась из соотношения (1).

Для расчета E по формуле (2) использовались результаты длительного старения (500–5000 ч) исследуемых образцов согласно государственному стандарту [6].

Определение E процесса термоокислительной деструкции в условиях неизотермического нагревания проводилось по данным термогравиметрического анализа с использованием дериватографа типа Паулик-Паулик-Эрдеи (МОМ, Венгрия). Запись кривых нагревания осуществлялась в атмосфере воздуха, масса образца 50–100 мг. Сущность метода [4, 5] заключается в том, что по четырем термогравиметрическим кривым, снятым при разных скоростях нагревания (1, 3, 6, 10°C/мин) проводят сечения и находят обратные величины абсолютной температуры, соответствующие постоянной убыли массы. По этим данным для каждого i -го сечения в аррениусовых координатах строят график, имеющий вид прямой, и находят энергию активации из соотношения (3).

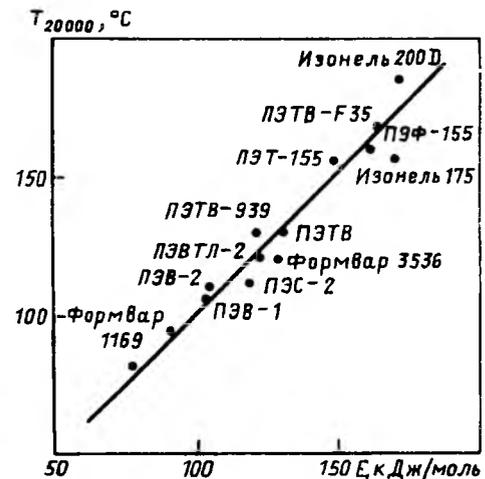
Рассчитанные значения E приведены в таблице и на рисунке.

Сопоставление полученных из разных экспериментов значений E показывает их хорошее совпадение, что позволяет сделать вывод о тождественности структурных и химических изменений полимерных электроизоляционных материалов в процессе как их изотермического старения, так и кратковременного изотермического нагревания, а также и в процессе неизотермического испытания при умеренных скоростях

подъема температуры.

Энергия активации термоокислительной деструкции полимерных электроизоляционных материалов

Тип эмалевой изоляции, полимер	Марка провода	Энергия активации кДж/моль (уравнения)		
		(1)	(2) (старение)	(3)
Полиэтилен	—	75,7	62,7	66,0
Полиметилметакрилат	—	59,1	71,9	56,0
Полистирол	—	136,7	148,8	137,5
Поливинилацеталь	ПЭВ-2	85,3	107,0	104,5
Поливинилформаль	Формвар 1169	—	89,5	94,0
Поливинилформаль	Формвар 3536	—	124,0	118,0
Полиэфирцианурат	Изонель 200Д	—	185,0	170,0



Зависимость температурного индекса от энергии активации термоокислительной деструкции эмалевой изоляции проводов

Эксперимент свидетельствует, что из кратковременных способов панорамным и более надежным является метод расчета E по результатам неизотермического анализа. Термогравиметрическая кривая дает обзорную картину процесса термоокислительной деструкции. Несколько сечений ТГ кривой, приходящихся на одну стадию процесса при его многостадийности, позволяют получить несколько значений E для последующего усреднения и одновременно контроля над использованием величин E , принадлежащих лишь первой стадии. Такой подход исключает влияние остаточных летучих веществ на значение E .

Совпадение значений E , найденных в разных условиях опыта таблицы, дает возможность считать, что при расчете TI достаточно определить E в кратковременном эксперименте и получить данные по старению при одной выбранной температуре для построения прямой $lg L - 1/T$ [1, 2].

В процессе работы была обнаружена зависи-

мость между E и TI (рисунок). Для проверки взаимной зависимости E и TI был рассчитан коэффициент корреляции r . Известно, что чем ближе r лежит к ± 1 , тем строже наблюдается линейная связь. Было найдено, что $r=0,95$. Для проверки статистической значимости отличия найденного значения коэффициента корреляции от нуля его сопоставляют со значением $r(P, f)$, взятым из таблицы [7] при степенях свободы $f=m-2$. Линейная связь имеет место, так как $0,95 > 0,55$ ($P=0,95$, $f=11$).

Далее были рассчитаны константы a и b прямой (рисунок) с помощью регрессионного анализа, в результате чего получено уравнение:

$$T_{20\,000} \text{ } ^\circ\text{C} = 1,1 \frac{^\circ\text{C}}{\text{кДж/моль}} E \frac{\text{кДж}}{\text{моль}} - 1,25^\circ\text{C}.$$

Из приведенного выражения видно, что для рассмотренного ряда можно принять:

$$T_{20\,000} \text{ } ^\circ\text{C} \approx E \frac{\text{кДж}}{\text{моль}} 1 \frac{^\circ\text{C}}{\text{кДж/моль}}. \quad (4)$$

Таким образом, значение эффективной энергии активации может давать представление о классе нагревостойкости или TI электроизоляционных полимерных материалов.

Визуально в начальной части прямой (рисунок) зависимость более строгая, чем в области высоких значений $T_{20\,000}$ и E . Такая же картина просматривается и на рисунке [8], что указывает на необходимость проведения дополнительных исследований материалов с температурными индексами выше 180°C . Однако это обстоятельство не снижает замеченной взаимосвязи E и $T_{20\,000}$.

Итак, для прогнозирования температурных ин-

дексов значение эффективной энергии активации дает возможность определять угол наклона прямой $\lg L-1/T$ и тем самым значительно сокращать продолжительность испытаний. Установленная зависимость (4) между $T_{20\,000}$ и E позволяет рекомендовать E для использования в качестве оценочного параметра нагревостойкости и, следовательно, при подборе температур старения полимерных электроизоляционных материалов.

Указанные возможные варианты применения эффективной энергии активации делают E ключевым показателем в прогнозировании и экспресс-оценке нагревостойкости полимерных электроизоляционных материалов.

Список литературы

1. Геворкян Э.Т. Аналитический метод экспресс-определения температурного индекса полимерных материалов // ЗЛ. 1979. № 6. С. 27–28.
2. Short-time Thermal Life Evaluation of the Rotating Machinery Insulation Systems by the EGA-GC-Method / H. Mitsui, T. Tani, K. Yoshida, S. Kenjo // IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems. Vol. PAS-102. January 1983. № 1. P. 60–66.
3. Бугакова Э.Н., Благовещенский В.М. Ускоренное определение температурных ресурсов и срока хранения полимерных материалов. // Электронная техника. Сер. Материалы. 1983. Вып. 7 (180). С. 53–56.
4. Ozawa T. A New Method of Analyzing Thermogravimetric Data // Bull. Chem. Soc. Japan. 1965. Vol. 38. P. 1881–1885.
5. Геворкян Э.Т., Баркова Л.В., Геворкян Г.Х. Определение энергии активации термического разложения полимеров с помощью ЭВМ // Высокмолекулярные соединения. 1975. А 17. С. 1627–1629.
6. ГОСТ 10519. Провода эмалированные. Метод ускоренного определения нагревостойкости. Внедр. от 01.07.82.
7. Доерфель К. Статистика в аналитической химии. М. Мир. 1969.
8. Тоор D.J. The Use of Thermogravimetric Analysis as a Rapid Screening Test for Large Numbers of Experimental Insulations // IEEE Transaction on Electrical Insulation. Vol. EJ-7. March 1972. № 1. P. 32–36.

КОНДЕНСАТОРОСТРОЕНИЕ

УДК 621.315.616:621.319.4.001.5

ОЦЕНКА УДЕЛЬНОЙ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ПЛЕНОЧНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ СТРУКТУР, ПРОПИТАННЫХ ЖИДКИМИ ДИЭЛЕКТРИКАМИ

А.М. АНДРЕЕВ, Н.М. ЖУРАВЛЕВА, кандидаты техн. наук,
Б.И. САЖИН, доктор физ.-мат. наук, Т.В. ЛУЦКАЯ, инж.

Один из путей повышения удельной запасаемой энергии электрических конденсаторов — оптимизация конденсаторного диэлектрика, связанная с применением новых пленочных (включая гетерогенные) и жидких пропитывающих материалов с улучшенными энергетическими ха-

рактеристиками. Удельная запасаемая энергия в расчете на единицу массы (удельная энергоемкость — $W_{уд}$ пленочного пропитанного конденсаторного диэлектрика без учета параметров материала электропроводящих обкладок) может быть рассчитана по формуле:

$$W_{уд} = \frac{\epsilon_{п} E_{п}^2 [d_{п} + (\epsilon_{п}/\epsilon_{ж}) d_{ж}]}{2(\rho_{п} d_{п} + \rho_{ж} d_{ж})}, \quad (1)$$

где $\epsilon_{п}$, $\epsilon_{ж}$ — относительная диэлектрическая проницаемость полимерной пленки и жидкости; $E_{п}$ — средняя напряженность электрического поля в полимерной пленке; $d_{п}$, $d_{ж}$ — толщина полимерной пленки и слоя пропитывающей жидкости; $\rho_{п}$, $\rho_{ж}$ — плотность полимерной пленки и пропитывающей жидкости соответственно.

Как следует из формулы (1), удельную энергоемкость $W_{уд}$ можно увеличить путем использования полимерных пленок с повышенными значениями $\epsilon_{п}$ и $E_{п}$, а также снижения плотности и толщины применяемых материалов, включая пропитывающие жидкости. Существенное увеличение проницаемости ϵ конденсаторного диэлектрика энергоемких конденсаторов возможно в случае применения сильнополярных полимерных материалов, таких как поливинилиденфторид (ПВДФ) и двухслойных полимерных композиций на его основе [1]. Оценка предельно допустимых значений $E_{п}$ таких типов конденсаторных диэлектриков должна осуществляться на основе физических представлений о механизме разрушения при длительном воздействии электрического поля. Применительно к пленочному пропитанному конденсаторному диэлектрику достижение высоких значений $W_{уд}$ возможно при очень высоких напряженностях электрического поля, существенно превышающих напряженность возникновения частичных разрядов в пропитывающей жидкости $E_{нач ЧР}$. Следовательно, механизм разрушения конденсаторного диэлектрика энергоемких конденсаторов обусловлен воздействием интенсивных частичных разрядов (ЧР), развивающихся в прослойках пропитывающей жидкости.

Цель статьи — оценка удельной энергоемкости $W_{уд}$ конденсаторных пленочных диэлектриков, пропитанных электроизоляционными жидкостями, с учетом их ресурса в условиях воздействия интенсивных ЧР. Для этого проводилось экспериментальное исследование длительной электрической прочности с использованием модельных образцов, выполненных в виде однослойных конденсаторных структур малой емкости (порядка 100 пФ). Применение модельных образцов, характеризующихся малыми геометрическими размерами электродных систем, исключило влияние технологических факторов на результаты испытаний, что позволило непосредственно исследовать влияние свойств исследуемых диэлектриков на их стойкость к воздействию интенсивных ЧР.

В качестве объектов исследования использовались полимерные пленочные материалы с повышенным значением ϵ , перспективные для изготовления энергоемких конденсаторов: поливинилиденфторидная (ПВДФ) пленка и двухслойная

композиционная пленка, изготовленная путем нанесения покрытия из ПВДФ-лака разной толщины (от 2 до 20 мкм) на диэлектрическую подложку — полиэтилентерефталатную (ПЭТФ) пленку толщиной 20 мкм. В [2] было установлено, что при уменьшении ПВДФ-покрытия кратковременная электрическая прочность двуслойной композиции увеличивается. Поэтому для детального исследования была выбрана композиция общей толщиной 22 мкм, состоящая из ПЭТФ-пленки толщиной 20 мкм и ПВДФ-пленки толщиной 2 мкм. Для сравнения испытаниям подвергалась также полипропиленовая (ПП) пленка, широко применяющаяся для изготовления энергоемких конденсаторов. Перед испытаниями модельные образцы пропитывались синтетическими жидкостями: полиметилсилоксаном (ПМС-5) и фенилксилсилэтаном (ФКЭ). Обе жидкости характеризуются приблизительно одинаковыми значениями относительной диэлектрической проницаемости (ϵ), вязкости (η) и плотности (ρ), но ФКЭ имеет более высокое значение напряжения возникновения ЧР ($U_{нач ЧР}$) по сравнению с ПМС-5, что позволяет использовать диэлектрические конденсаторные структуры, пропитанные ФКЭ при более высоких значениях напряженности электрического поля. Основные физико-химические и электрические свойства исследуемых материалов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Основные свойства исследуемых конденсаторных материалов

Материал	ρ , г/см ³	ϵ (50 Гц)	$E_{пр.кр.}$ кВ/мм (50 Гц)	$U_{нач ЧР}$ кВ (50 Гц)
ПВДФ-пленка, 18 мкм	1,76	10	130	—
Композиция ПВДФ (2 мкм) + ПЭТФ (20 мкм)	1,5	6,4	170	—
ПП-пленка, 10 мкм	0,93	2,2	250	—
Фенилксилсилэтан (ФКЭ)	0,99	2,5	—	60
Полиметилсилоксан (ПМС-5)	0,93	2,6	—	38

¹Напряжение возникновения ЧР в исследуемых жидкостях определялось в электродной системе «игла-плоскость». Радиус закругления иглы — 3 мкм. Межэлектродное расстояние — 70 мкм.

Длительная электрическая прочность исследуемых полимерных материалов оценивалась временем наработки образца (τ) — промежутком от начала испытания до момента пробоя исследуемого образца при воздействии постоянного значения испытательного напряжения. Применялось специальное лабораторное устройство, позволяющее одновременно проводить электрическое старение десяти идентичных модельных образцов. В момент пробоя образец отключался от испытательного напряжения, а время τ фикс-

сировалось.

Испытания проводились на переменном напряжении промышленной частоты при комнатной температуре в интервале напряженностей электрического поля от 80 до 160 кВ/мм. Высокий уровень испытательной напряженности позволил проводить опыты в условиях воздействия интенсивных ЧР, кажущийся заряд которых превышает 10^{-10} Кл. При статистической обработке экспериментальных данных использовались стандартные методы. Для оценки типа эмпирических распределений τ применялись вероятностные бумаги для соответствующих теоретических распределений, аппроксимация зависимостей $\lg \tau = f(\lg E)$ проводилась согласно методике линейного регрессионного анализа.

На рис. 1 представлены графики зависимостей $\lg \tau = f(\lg E)$ для исследуемых диэлектрических полимерных структур. Эмпирические распределе-

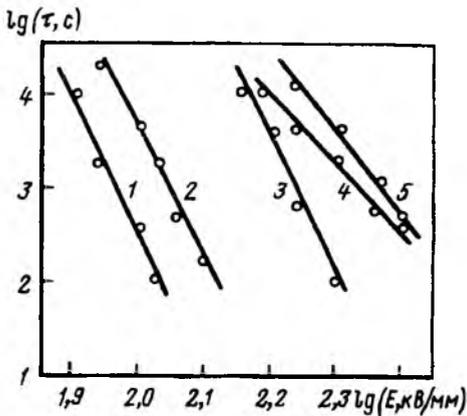


Рис. 1. Зависимости $\lg \tau = f(\lg E)$ для различных конденсаторных структур:

1 — ПВДФ-пленка, пропитанная ПМС-5; 2 — ПВДФ-пленка, пропитанная ФКЭ; 3 — ПВДФ/ПЭТФ-композиция, пропитанная ФКЭ; 4 — ПП-пленка, пропитанная ПМС-5; 5 — ПП-пленка, пропитанная ФКЭ

ния времени наработки образцов (τ) внутри выборки в исследованном диапазоне E удовлетворяют логарифмически-нормальному закону, поэтому точки на графиках соответствуют 50%-й вероятности пробоя ($\lg \tau_{50\%}$), а вертикальные отрезки — разбросу экспериментальных данных ($\pm \sigma_{\lg E}$) при заданной испытательной напряженности электрического поля. Как видно из представленных данных, графики зависимостей $\lg \tau = f(\lg E)$ для всех исследуемых вариантов представляют собой отрезки прямых линий, следовательно, эмпирические зависимости $\tau = f(E)$ могут быть аппроксимированы степенными соотношениями следующего типа:

$$\tau = 100 \left(\frac{E}{E_{100}} \right)^{-m}, \quad (2)$$

где m — эмпирический коэффициент; E_{100} — напряженность электрического поля, соответствующая $\tau = 100$ с.

Расчетные значения m и E_{100} , а также значения дисперсии адекватности $S_{ад}^2$ и выборочного коэффициента корреляции r , характеризующие регрессионную модель (2), приведены в табл. 2. Для ПВДФ-пленки и двуслойной композиции ПВДФ/ПЭТФ значения коэффициента m практически идентичны и примерно в два раза выше, чем для ПП-пленки. С другой стороны, в аналогичных условиях ресурс ПП-пленки примерно в два раза больше, чем ПВДФ-пленки. Визуальное обследование поврежденных образцов показало, что пробой ПВДФ-пленок и их композиций происходит в основном под высоковольтным электродом, т.е. в области, характеризующейся ухудшенным теплообменом, по сравнению с областью края высоковольтного электрода, где в основном наблюдается пробой ПП-пленок. Отмечено также, что пробой ПВДФ-пленок и их композиций сопровождается образованием значительного количества сажи. Следовательно, разрушение ПВДФ-пленок и композиций, содержащих ПВДФ, в результате воздействия интенсивных ЧР осуществляется согласно механизму теплового пробоя.

Таблица 2

Значения эмпирических коэффициентов регрессионной модели зависимостей $\tau = f(E)$ для исследуемых конденсаторных структур

Диэлектрическая структура	E_{100} , кВ/мм	m	$S_{ад}^2$	r
ПВДФ-пленка, пропитанная ПМС-5	110 ± 20	$15,0 \pm 0,5$	0,09	-0,94
ПВДФ-пленка, пропитанная ФКЭ	130 ± 20	$14,3 \pm 0,6$	0,16	-0,34
ПВДФ/ПЭТФ-композиция, пропитанная ФКЭ	190 ± 30	$14,0 \pm 0,4$	0,17	-0,83
ПП-пленка, пропитанная ПМС-5	320 ± 30	$6,3 \pm 0,6$	0,08	-0,84
ПП-пленка, пропитанная ФКЭ	320 ± 20	$7,5 \pm 0,5$	0,31	-0,57

Важным с практической точки зрения является тот факт, что для группы ПВДФ-содержащих материалов наибольшие значения ресурса получены для двуслойной композиции ПВДФ/ПЭТФ, что подтверждает эффект электрического упрочнения двуслойных композиций ПВДФ/ПЭТФ по сравнению с ПВДФ-пленкой, экспериментально установленный в [2]. Тип пропитывающей жидкости также оказывает влияние на длительную электрическую прочность исследуемых образцов. Как видно из рис. 1, в одинаковых условиях испытаний образцы, пропитанные ФКЭ, характеризуются более высоким ресурсом, по сравнению с аналогичными образцами ПМС-5.

В табл. 3 приведены расчетные значения длительной электрической прочности $E_{пр.дл}$ для исследуемых материалов, полученные путем экстраполяции эмпирических зависимостей $\lg \tau =$

Значения длительной электрической прочности $E_{пр.дл}$ для фиксированных значений ресурса τ исследуемых конденсаторных структур

Диэлектрическая структура	$E_{пр.дл}$, кВ/мм для ресурса τ			
	10^2 с	10^3 с	10^4 с	10^5 с
ПВДФ-пленка, пропитанная ПМС-5	110 ± 20	90 ± 10	80 ± 20	70 ± 20
ПВДФ-пленка, пропитанная ФКЭ	130 ± 20	110 ± 10	95 ± 20	80 ± 20
ПВДФ/ПЭТФ-комбинация, пропитанная ФКЭ	190 ± 30	170 ± 20	140 ± 30	120 ± 30
ПП-пленка, пропитанная ПМС-5	320 ± 30	220 ± 40	150 ± 20	100 ± 10
ПП-пленка, пропитанная ФКЭ	320 ± 20	230 ± 30	170 ± 10	130 ± 20

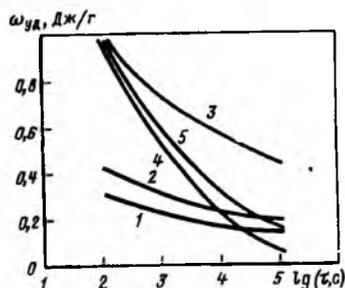


Рис. 2. Расчетные зависимости $W_{уд} = f(\tau)$: 1–5 — обозначения те же, что и на рис. 1 $= f(\lg E)$ (рис. 1) с учетом статистического разброса данных для фиксированных значений ресурса.

Как следует из приведенных данных, пропитанная ПВДФ-пленка характеризуется минимальной длительной электрической прочностью при всех значениях ресурса. Двуслойная композиция ПВДФ/ПЭТФ имеет более высокие значения $E_{пр.дл}$, причем только при высоких значениях $\tau > 10^4$ с длительная электрическая прочность композиции сопоставима со значением $E_{пр.дл}$ ПП-пленки. Тем не менее, расчетные значения удельной энергоемкости $W_{уд}$ конденсаторных структур на основе двуслойной композиции ПВДФ/ПЭТФ превышают удельную энергоемкость для полипропиленового конденсаторного диэлектрика при всех значениях ресурса (рис. 2). Еще меньшими расчетными значениями $W_{уд}$ характеризуются конденсаторные структуры, изготовленные из ПВДФ-пленки.

Таким образом, использование двуслойной полимерной композиции ПВДФ/ПЭТФ в качестве конденсаторного диэлектрика позволяет повысить удельную энергоемкость по сравнению с конденсаторными структурами на основе ПВДФ-пленки.

Список литературы

1. Беленький Б.П., Тывина О.В. Проблема повышения удельной энергии с органическим диэлектриком // Электротехника. 1992. № 2. С. 64–67.
2. Повышение удельной энергии электрических конденсаторов введением в диэлектрическую структуру поливинилиденфторида / А.М. Андреев, О.К. Донская, Э.М. Костенко и др. // Электротехника. 1992. № 1. С. 52–54.

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

УДК 621.313.001.57

СОПРЯЖЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАЦИОНАРНЫХ ФИЗИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Е.Б. ГЕРАСИМОВ, инж., Ю.Б. КАЗАКОВ, А.И. ТИХОНОВ, кандидаты техн. наук

Ивановский государственный университет
Численное моделирование физических процессов, протекающих в современных технических устройствах, в силу известных причин, таких как высокая стоимость и ограниченные возможности натурального моделирования, трудности измерений в монолитных элементах и т.д., все более прочно занимает ведущее место в инструментарии исследователя, конструктора и проектировщика. Полевые модели, в частности, метод конечных элементов (МКЭ), используются в проектных расчетах объектов электротехники уже значительное время [1], имеются публикации о САПР трансформаторов, где большинство поверочных расчетов выполняется на полевом уровне [2]. Известны и отечественные публикации, посвященные использованию МКЭ применительно к рас-

энергетический университет
четы тепловых и магнитных полей в мощном электромашиностроении [3]. В большинстве работ расчет соответствующего поля выполняется обособленно. Например, хотя в [3, 4] расчетные значения потерь, вычисляемые с учетом распределения индукции магнитного поля, используются при тепловом расчете, не учитывается влияние теплового поля на характеристики магнитных материалов. Теплопроводность большинства применяемых материалов не зависит от напряженности электрического поля и индукции магнитного поля, в то же время магнитная проницаемость, диэлектрическая проницаемость являются функцией температуры и т.д. Возможность появления материалов с новыми свойствами, оригинальных конструктивных решений на их основе, потреб-

ность более детального, комплексного анализа уже существующих объектов, в том числе с учебно-исследовательскими целями, делают актуальной задачу разработки средств численного моделирования физических полей с возможно более полным учетом их взаимосвязи и взаимовлияния.

Задача сопряженного расчета N физических полей МКЭ приводит к системе N нелинейных уравнений вида

$$f_i(x_1, x_2, \dots, x_N) = 0; \quad i=1, 2, \dots, N, \quad (1)$$

где f_i — вектор невязок для соответствующего поля; x_1, x_2, \dots, x_N — искомые потенциальные функции (векторный магнитный потенциал для магнитного поля, температура для теплового и электрический потенциал для электростатического поля).

Существует по меньшей мере два строгих с математической точки зрения подхода к ее решению. Во-первых, решение системы (1) эквивалентно минимизации функции

$$F(x_1, x_2, \dots, x_N) = \sum_{i=1}^N |f_i(x_1, x_2, \dots, x_N)|^2 \quad (2)$$

или другой возрастающей функции от невязок f_i . В этом случае программная реализация вычислительного процесса сопряжена с необходимостью обработки и хранения переменных и массивов, число которых практически пропорционально N . Возможности распространенных в настоящее время ПК не позволяют эффективно оперировать со столь значительным объемом информации при числе узлов конечно-элементной сетки порядка 1000.

Во-вторых, возможно использование какого-либо итерационного метода, например, метода Ньютона для решения непосредственно системы (1), когда выбирают начальное приближение $x_k^{[0]}$, а затем находят последовательные приближения $x_k^{[j+1]}$ путем решения системы линейных уравнений

$$f_i + \sum_{k=1}^N df_i/dx_k (x_k^{[j+1]} - x_k^{[j]}) = 0; \quad i=1, 2, \dots, N, \quad (3)$$

где значения f_i и производных df_i/dx_k берутся при $x_k = x_k^{[j]}$, $j=0, 1, 2, \dots$

Строгая реализация данного подхода сопряжена с теми же проблемами, которые отмечены, поскольку в каждом из уравнений (3) присутствует N неизвестных, а также производные от i -й невязки по всем N переменным. При использовании прямых методов решения системы алгебраических уравнений (САУ) размерность матрицы Якоби возрастает пропорционально числу полей N , матрица становится несимметричной, ленточный характер матрица практически теряет (кроме ленты возле главной диагонали появля-

ются дополнительные ленты, отстоящие от нее на величину, кратную размерности матрицы). Компромисс, заключающийся в том, что невязки f_i формируются с учетом влияния полей друг на друга, но при реализации алгоритма по методу Ньютона из уравнений (3) сохраняем слагаемые лишь при $k=i$, не приводит к распаду системы (3) на N независимых уравнений. Здесь полевые задачи связаны минимальным образом, необходимость сохранения касается лишь неизвестных x_1, x_2, \dots, x_N или производных от них (индукция, напряженность), что оплачивается несколько худшей сходимостью итерационного процесса.

Решение системы достигается циклическим перебором уравнений (перебором полевых задач). При этом каждое уравнение решается итерационно методом Ньютона-Рафсона с линеаризацией в пределах итерации и использованием прямого решения САУ методом Холесского. Итерационный процесс для очередного уравнения прекращается по достижении либо заданной погрешности, либо максимального числа итераций M_i . Как правило, сходимость решения уравнений различна, для одного из них заданная погрешность достигается раньше других. Тогда в последующем цикле данное уравнение проходит меньшее число итераций (как правило, одну). Вопрос о выборе M_i в пределах цикла перебора уравнений должен решаться с учетом степени нелинейности характеристик, используемых при решении соответствующего уравнения. Так, при решении уравнения теплового поля со слабо выраженными нелинейными зависимостями достаточно ограничить максимальное число итераций, а при расчете насыщенных магнитных систем целесообразно его увеличить до 4—5. Отметим, что расчет при $M_i=1$ приводит к неоправданному увеличению затрат времени. Критерием окончания повторения цикла перебора уравнений является достижение заданной погрешности для всех N уравнений.

Описанный подход к решению задачи сопряженного расчета совокупности полей реализован в рамках интерактивной системы конечно-элементного моделирования (ИСКЭМ) двумерных магнитных, тепловых и электростатических полей, разработанной с использованием принципов, обоснованных в [5]. ИСКЭМ предназначена для решения плоскопараллельных или плоскомеридианных задач при заданной геометрии расчетной области с учетом нелинейности свойств сред и возбуждающих факторов, анизотропии сред и взаимного влияния полей. Она ориентирована на IBM-совместимые ПК. Предельная дискретность сетки характеризуется 1000 узлами и 1700 элементами.

Для магнитного поля задается семейство кривых намагничивания используемых магнитных

материалов при различных температурах. Исходная форма их представления допустима как в виде $B=f(H)$, так и в виде $\mu=f(H)$. Кроме того, может быть задана зависимость магнитного сопротивления от напряженности электростатического поля. Для теплового поля могут быть определены зависимости коэффициента теплоотдачи от превышения температуры поверхности над температурой окружающей среды и ряд зависимостей коэффициента теплопроводности от температуры, напряженности электростатического поля и индукции магнитного поля. В уравнении электростатического поля может быть учтена зависимость диэлектрической проницаемости от напряженности, а также от температуры и индукции магнитного поля. Все нелинейные зависимости доступны для корректировки и переопределения, для них использована кусочно-линейная аппроксимация, за исключением магнитных характеристик, которые при расчете описываются кубическими сплайнами. При учете температурной зависимости магнитных свойств также использована кусочно-линейная аппроксимация.

При решении задачи делают выборку полей и определяют необходимость учета их взаимного влияния, описывают геометрию расчетной области. Используется единая конечно-элементная сетка, формируемая в интерактивном режиме средствами ИСКЭМ. Кроме того, ИСКЭМ предоставляет возможности для оперативной корректировки конечно-элементной модели, визуализации результатов расчета и их документирования.

Применение ИСКЭМ в практике проектно-исследовательских расчетов рассмотрим на примере нелинейного дросселя, используемого в источниках вторичного электропитания [6]. На рис. 1 приведены эскиз расчетной области и конечно-элементная сетка, имеющая 434 элемента и 235 узлов. Семейство магнитных характеристик феррита M2000 NM9 в диапазоне температур показано на рис. 2. Для обмоток характерна слаборастущая зависимость коэффициента теплопроводности от температуры, для феррита использована характеристика, свойственная керамическим материалам средней пористости, для всех поверхностей учитывается нелинейная зависимость коэффициента теплоотдачи от превышения их температуры над температурой окружающей среды (рис. 3).

Расчет магнитного и теплового полей проведен для трех вариантов: I-й вариант — полное отсутствие влияния теплового поля; II-й вариант — с учетом влияния температуры на потери; III-й — с учетом влияния температуры на потери и магнитные свойства. Потери в магнитопроводе во всех случаях вычисляются как функция индукции дифференцированно по элементам, при тепловом

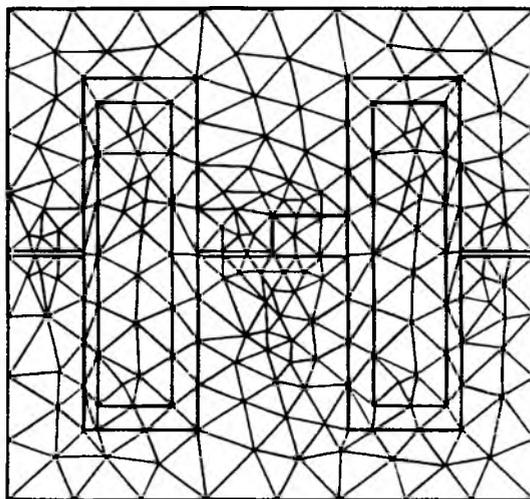


Рис. 1. Расчетная область и конечно-элементная сетка

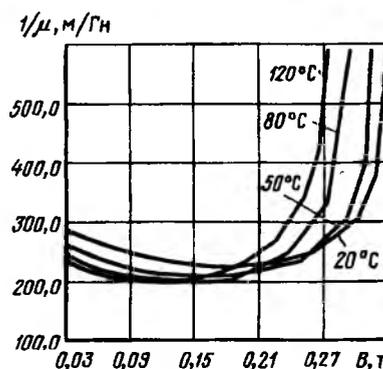


Рис. 2. Зависимость магнитного сопротивления феррита от индукции и температуры

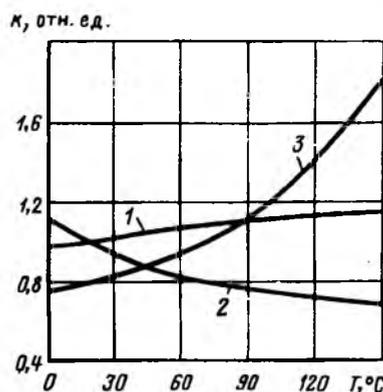


Рис. 3. Нелинейность теплофизических свойств: 1 — коэффициент теплопроводности обмоток; 2 — коэффициент теплопроводности феррита; 3 — коэффициент теплоотдачи поверхностей

расчете всегда учитывается нелинейность коэффициентов теплопроводности и теплоотдачи. Сопоставление значений максимальной B_{\max} и средней по магнитопроводу \bar{B} индукций и превышений температуры наиболее нагретой ΔT_{\max} и наименее нагретой ΔT_{\min} точек в I-м и III-м вариантах обнаруживает ощутимое расхождение результатов (таблица). Анализ результатов II-го варианта показал, что вследствие малой разности $\Delta T_{\max} - \Delta T_{\min}$ учет влияния температуры на потери

не сказывается ни на ходе итерационного процесса, ни на итогах расчета.

Номер варианта	B_{\max} , Т	\bar{B} , Т	ΔT_{\max} , °С	ΔT_{\min} , °С
I	0,363	0,21	55,75	43,99
III	0,331	0,19	49,32	39,44

Динамика сходимости вычислительного процесса иллюстрируется на рис. 4, где дано из-

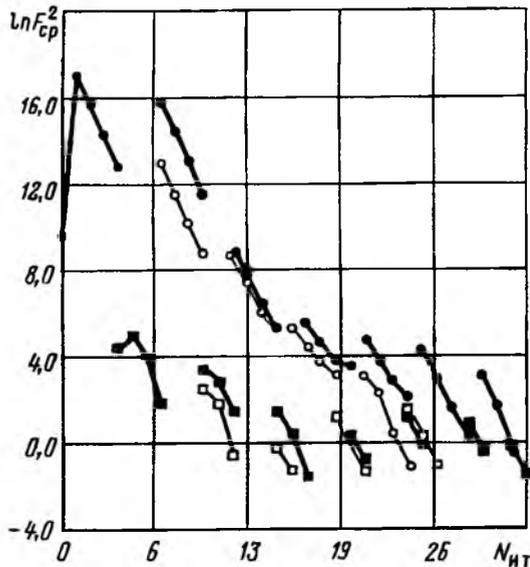


Рис. 4. Сходимость итерационного процесса сопряженного расчета магнитного и теплового полей нелинейного высокочастотного дросселя:

о — магнитное поле; □ — тепловое поле; — — без учета влияния теплового поля на магнитное; — — с учетом влияния теплового поля на магнитное

менение по итерациям логарифма приведенного к заданной погрешности среднего квадрата невязки, значение которого при достижении заданной погрешности обращается в нуль. Максимальное число итераций в пределах первого цикла перебора уравнений для магнитного поля задано 4, а для теплового — 3, в последующем

соответственно 3 и 2. В течение первого цикла (до 7 итераций) отличий в ходе процесса нет. Первый вариант задачи всего проходит пять циклов и заканчивается на 26-й итерации, при этом характерно, что в тепловой задаче заданная погрешность впервые достигнута на 12-й итерации, однако последующие обращения к тепловой модели не имеют характера уточнения, так как проявляется влияние магнитного поля на потери. Напротив, поскольку влияние теплового поля на магнитное отсутствует, четко прослеживается сохранение погрешности расчета магнитного поля при переходе на очередной цикл (4 и 7, 10 и 12, 15 и 16, 19 и 21 итерации). Третий вариант задачи всего проходит семь циклов, 32 итерации. Характерно, что невязка обоих полей при очередном обращении к соответствующей полевой модели изменяется весьма заметно по сравнению со значением в конце предыдущего цикла, что является следствием учета взаимного влияния полей.

Список литературы

1. Кулон Ж.-Л., Сабоннадьер Ж.-К. САПР в электротехнике. М.: Мир, 1988.
2. Experiencia informatica: C.A.E. en la division de transformadores de potencia. Aranda Eduardo // Dyna. 1985. Vol. 60. № 4. P. 31—36.
3. Численные методы анализа электрических машин / Под ред. Я.Б. Данилевича. Л.: Наука, 1988.
4. Щелькалов Ю.Я., Казаков Ю.Б., Герасимов Е.Б. Особенности расчета осесимметричного магнитного и теплового поля методом конечных элементов. Иваново: Ивановский госуд. энерг. ун-т, 1993. Деп. в Информэлектро. № 59-Эт93.
5. Казаков Ю.Б., Тихонов А.И. Человеко-машинная система конечно-элементного моделирования магнитных полей // Тезисы Республ. научно-техн. конф. «Автоматизация проектирования в энергетике и электротехнике». Иваново. 1991. С. 42—43.
6. Герасимов Е.Б. Проектирование нелинейных дросселей для сглаживающих фильтров постоянного тока // Автоматизированный анализ физических процессов и проектирование в электромеханике // Межвуз. сб. науч. тр. Иваново: Энергетический институт. 1991. С. 21—25.

Аркадий Иванович Подаруев

(к 60-летию со дня рождения)

1 сентября 1994 г. исполнилось 60 лет Аркадию Ивановичу Подаруеву.

40 лет активной трудовой деятельности Аркадия Ивановича связаны с электротехнической промышленностью. Свой трудовой путь он начал в ВНИИэлектроприводе. Работал техником, инженером, заведующим научно-исследовательским отделом. Затем А.И. Подаруев работал в Министерстве электротехнической промышленности СССР.

В настоящее время Аркадий Иванович является директором научно-технической ассоциации «Прогрессэлектро» и активным членом редакционной коллегии журнала «Электротехника».

Деловые качества, принципиальность, требовательность к себе и коллегам, чуткость и отзывчивость снискали заслуженное признание и уважение всех, кто работает с Аркадием Ивановичем.

Сердечно поздравляем Аркадия Ивановича с юбилеем и желаем крепкого здоровья и дальнейшего творческого сотрудничества с нашей редакцией.

Редакция журнала «Электротехника»

Научный редактор Н.С. Разумовская
Литературный редактор А.М. Мескина

Сдано в набор 20.07.94. Подписано в печать 04.09.94. Формат 60×88¹/₈
Бумага офсетная № 2. Печать офсетная. Печ. л. 8.
Тираж 965 экз. Заказ 1564

Макет выполнен АО «Знак», 115547, Москва, Михневский пр-д, 4
Типография № 9 Комитета РФ по печати
Москва, 109033, Волочаевская ул., 40

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО • АВТОМАТИКА • ОКРУЖАЮЩАЯ СРЕДА



МЕЖДУНАРОДНАЯ ВЫСТАВКА

5-9 ДЕКАБРЯ 1994

ПАРИЖ-НОР ВИЛЛЕПИНТ

ПРОМОСАЛОН-ПОСОЛЬСТВО ФРАНЦИИ

Бологодская областная универсальная научная библиотека
КАЗАНСКИЙ ПЕР, 10 • 117049 МОСКВА • Тел: (095) 237-87-55 • Факс: (095) 237-87-26

Индекс 71111

ISSN 0013-5860. Электротехника. 1994. № 9. 1-64