





ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ —
КОЛЛЕКТИВНЫЙ ЧЛЕН АКАДЕМИИ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ НАУК РФ
Издается с января 1930 года

№ 7 ИЮЛЬ 2001

УЧРЕДИТЕЛИ

ДЕПАРТАМЕНТ МАШИНОСТРОЕНИЯ
МИНПРОМА РФ (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОВЫПРЯМИТЕЛЬ»
(г. САРАНСК)
АООТ «ХОЛДИНГОВАЯ КОМПАНИЯ
«ЭЛЕКТРОЗАВОД» (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОНИКА» (г. ВОРОНЕЖ)
АО «ВЭЛНИИ» (г. НОВОЧЕРКАССК)
АССОЦИАЦИЯ ИНЖЕНЕРОВ СИЛОВОЙ
ЭЛЕКТРОНИКИ (г. МОСКВА)
АССОЦИАЦИЯ «АВТОМАТИЗИРОВАН-
НЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД» (г. МОСКВА)
НТА «ПРОГРЕССЭЛЕКТРО»
(г. МОСКВА)
АО «РОСЭЛПРОМ» (г. МОСКВА)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

ЧИБИРКИН В.В., МАКАРЕВИЧ Л.В.,
МЕЩЕРЯКОВ В.М., СОРИН Л.Н.,
КОВАЛЕВ Ф.И. (председатель совета),
ЮНЬКОВ М.Г., ПОДАРУЕВ А.И.,
ГЛОВАЦКИЙ А.В.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор

КОЧЕТКОВ В.Д.

БЕЛКИН Г.С., ДАЦКОВСКИЙ Л.Х.,
ДОЛКАРТ В.М., КОПЫЛОВ И.П.,
ЛУРЬЕ А.И., МАВЛЯНБЕКОВ Ю.У.,
МОСКАЛЕНКО В.В., НИКУЛИН А.А.,
РОЗАНОВ Ю.К., СЛЕЖАНОВС-
КИЙ О.В. (зам. главного редактора),
ТРУБАЧЕВ С.Г., ТУБИС Я.Б.,
УСОВ Н.Н., ФИНКЕЛЬ Э.Э., ФЛОРЕН-
ЦЕВ С.Н.

Издатель: ЗАО "Знак"

109280, Москва, ул. Ленинская
слобода, 23, к. 214

Адрес редакции:

123242, Москва,
Зоологическая ул., 11, комн. 213
Факс / телефон: 254-11-52

E-mail elektrotechnika@mtu-net.ru

При перепечатке ссылка на журнал
«Электротехника» обязательна.

Мнение редакции не всегда совпадает с
точкой зрения авторов статей.

За содержание рекламных материалов
редакция ответственности не несет.

Рукописи статей не возвращаются.

© «Электротехника», 2001 г.

СОДЕРЖАНИЕ

Чибиркин В.В. ОАО «Электровыпрямитель» — 60 лет.....	1
ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ	
Жемчугов Г.А., Лопатин В.В., Коварский М.Е., Плещунов Н.Н., Самойлов С.Ф., Швецов Н.И. Серия асинхронных двигате- лей АДА для приводов механизмов атомных электростанций ...	6
Бугаева Е.М., Кузьмин В.Н., Михайлов Е.М., Стога С.А. Анализ конструкции двигателей-маховиков	8
Данилевич Я.Б., Антонов Ю.Ф. Прямоточная микроГЭС с встро- енной гидротурбиной и синхронным генератором на постоян- ных магнитах	11
Новожилов А.Н., Кислов А.П. Моделирование магнитного поля вала асинхронного двигателя	16
Белый П.Н. Конструктивное развитие дисковых высокомомент- ных технологических электродвигателей с высококоэрцитив- ными постоянными магнитами	20
Кухарский М.П. Определение диаметров вентиляторов электри- ческих машин	24
Смирнов Ю.В. Критерии неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора	26
Джендубаев А.-З.Р. Стабилизация напряжения автономного асин- хронного генератора путем использования электроприемников с индивидуальными конденсаторами	30
ЭЛЕКТРОПРИВОД	
Хашимов А.А., Абидов К.Г. Самозапуск электроприводов насосных станций оросительных систем	34
Давидян Ж.Д. Автоматическая электротрансмиссия переменно- го тока автомобиля	38
ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ	
Кузьмин В.М., Сериков А.В. Разработка и исследование транс- форматоров для установок электроводонагрева	45
Педро А.А. Определение температуры рабочего конца электро- да рудно-термической печи во время простоя	51
Санкин Ю.Н. Пирожков С.Л. Метод конечных элементов в дина- мике электрических сетей с распределенными параметрами ...	54
ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЕ	
Титов В.Г., Хватов О.С., Ошмарин О.Н. Расчет источника реак- тивной мощности автономного МДП-генератора	59
БИБЛИОГРАФИЯ	
Мамедов Ф.А. Рецензия на учебник профессора Копылова И.П. "Математическое моделирование электрических машин"	63
Николай Александрович Оболенский	64

ОАО «Электровыпрямитель» – 60 лет (вехи нашего пути)

ЧИБИРКИН В.В., генеральный директор

В жизни трудовых коллективов также, как и в жизни людей, есть события и даты, о которых мы говорим "зnamенательные" или еще более емко "вехи".

Именно так хочется сказать о нашем общем празднике — 60-летии завода, а сегодня открытого акционерного общества "Электровыпрямитель". Эта дата — зnamенательная веха в продолжающей летописи завода, в стремительном развитии силовой полупроводниковой и преобразовательной техники.

Датой основания завода "Электровыпрямитель" принято считать 23 июля 1941 г., когда был подписан приказ наркома электропромышленности СССР о создании завода № 618 на базе трех ведущих ленинградских предприятий: завода "Коминтерн", завода "Козицкого" и завода "Буревестник".

Первым директором завода был назначен Игорь Леонидович Эристов. Из блокадного Ленинграда завод был направлен в поселок Нагорный Карабулак (Саратовской обл.). Благодаря героическому труду работников завода в кратчайшие сроки была освобождена первая продукция: аппараты на основе силовых выпрямителей, предназначавшиеся для зарядки аккумуляторных батарей артиллерийских тягачей, ртутные зарядные станции для военных аэродромов, а также купруксные выпрямители, которые использовались в основном для зарядки батарей радиостанций.

В сентябре 1944 г. завод был переведен в г. Саранск. Несмотря на трудности военного времени и тяжелый послевоенный период, завод строился, расширялось производство.

Во второй половине 50-х годов дальновидность руководителей предприятия, среди которых главную роль играли главный инженер Я.З. Селектор и директор И.И. Васильев, позволила правильно определить дальнейший путь развития завода и создание принципиально новых видов продукции — полупроводниковых приборов на основе германия и кремния.

В СССР разработка полупроводниковых приборов велась только в лабораториях ведущих институтов: ВЭИ им. В.И. Ленина (лаборатория С.Б. Юдицкого) и ФТИ им. А.Ф. Иоффе Академии наук СССР (лаборатория В.М. Тучковича, в которой этими работниками занимались Ж.И. Алферов, В.Е. Челноков).

В 60-е годы на основе полупроводниковых приборов было разработано и освоено более 15 типов



уникальной преобразовательной техники для электролиза меди и алюминия, зарядные агрегаты для метрополитена, гальваники, электродуговой сварки и первое поколение преобразователей для электроподвижного состава: ВУК-60-4Л для электровоза ВЛ-60К, ВУК-4000К для электровозов ВЛ-80К, ВУК-7000 для тяговых агрегатов ОПЭ-1.

Желание вывести завод на передовые рубежи науки и техники потребовало от руководства завода и ученых огромных организаторских и творческих усилий. Для осуществления производства полупроводниковых приборов необходимо было провести коренное техническое перевооружение завода, готовить новых специалистов, совместно с другими предприятиями страны разрабатывать и осваивать производство новых материалов. И эти сложнейшие задачи были успешно решены. В 1956 г. было начато производство полупроводниковых приборов на основе германия, а в начале 60-х годов — на основе кремния. В 1961 г. в МГУ им. Н.П. Огарева была открыта кафедра "Полупроводники и диэлектрики", на которой начата специальная подготовка инженеров. Сегодня функционирует факультет электронной техники, который готовит на высоком техническом уровне специалистов для нашего предприятия.

В эти же годы было принято еще одно важное решение — о проведении на заводе "Электровыпрямитель" разработок и организации производства преобразователей с использованием разработанных полупроводниковых приборов. В них приняли непосредственное участие ведущие инженеры завода А.А. Федосин, В.В. Кожевников, Ю.Г. Вексин.

Все сделанное принесло заслуженный успех. Разработанные и освоенные в производстве на заводе "Электровыпрямитель" полупроводниковые приборы по всем техническим и экономическим характеристикам соответствовали лучшим мировым образцам, что позволило прочно завоевать рынок сбыта как в нашей стране, так и за рубежом.

В апреле 1966 г. за исследование сложных структур с p-n-переходами, разработку диффузионной технологии изготовления и внедрение в серийное производство силовых кремниевых вентилей директору завода И.И. Васильеву, главному инженеру И.А. Тепману, начальнику лаборатории завода Л.Н. Крылову, начальнику СКТБ А.Д. Булкину и заместителю главного технолога завода И.Г. Учайкину, а

также группе ученых ФТИ им. А.Ф.Иоффе В.М.Тучекевичу, И.В.Грехову, В.Б.Шуману, В.Е.Челнокову была присуждена Ленинская премия.

За высокие достижения в развитии народного хозяйства страны завод в 1966 г. награжден орденом Трудового Красного Знамени, а около 50 заводчан — орденами и медалями.

В связи с большой непрерывно возрастающей потребностью народного хозяйства в силовых полупроводниковых приборах (СПП) в СССР строятся и специализируются по производству полупроводниковых приборов на токи выше 10 А еще 5 предприятий Министерства электротехнической промышленности. И на всех этих предприятиях в организации производства участвовали специалисты завода "Электровыпрямитель", да и сама продукция в основном была перенята с этого завода.

Завод начинает стремительно расти, строятся новые цеха, начинается техническое перевооружение всего завода, закладывается основа развития социальной сферы.

В этом следует отдать должное генеральному директору завода "Электровыпрямитель" кавалеру ордена Ленина Ю.Д.Ютландову. При нем построены и начали действовать площадки 2, 3, За, полностью перестроена база отдыха "Лесное озеро".

В 1970 г. ОАО "Электровыпрямитель" удостоен Золотой медали на Международной выставке в г. Пловдиве за тиристор ТЛ-250.

В 70-е годы по инициативе главного инженера И.А.Тепмана принято дальновидное решение объединения технических служб, занимающихся разработками СПП в НИИ и СКБ завода "Электровыпрямитель".

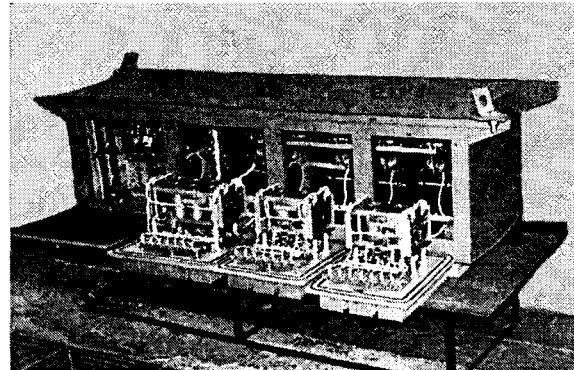
В результате реорганизации стали работать вместе специалисты НИИ, имеющие опыт в научно-исследовательских и опытно-конструкторских разработках силовых диодов, тиристоров и симисторов, и специалисты СКБ, у которых был практический опыт в проектировании и освоении производства первых СПП на основе германия и кремния.

В начале 70-х годов разработаны и освоены в производстве СПП с прижимными контактами в металлокерамических корпусах с высокими рабочими токами и напряжениями. Основные разработки в этот период:

- роторные диоды и тиристоры для бесщеточных систем возбуждения мощных электрических машин, в том числе турбогенераторов мощностью до 1000 Вт, которые позволили осуществить прорыв в области электрических машин высокой мощности;

- таблеточные диоды и тиристоры с диаметром выпрямительных элементов 32, 40, 50, 56 мм; это первые таблеточные приборы с прижимными контактами в металлокерамических корпусах, с помощью которых удалось резко увеличить коммутируемую диодами и тиристорами мощность, на несколько порядков увеличить срок службы при работе СПП с тяжелых климатических режимах;

- единная унифицированная серия силовых ди-



Статический преобразователь М-ПТЕ-22-У₁ для автономного электроснабжения пассажирских вагонов

одов, тиристоров и симисторов штыревой конструкции, завершившая перевод СПП штыревой конструкции с паяными контактами на более надежные прижимные контакты, создано и освоено производство более 40 типов таких приборов, которые по своим технико-экономическим показателям находились на уровне лучших зарубежных аналогов; эти приборы были и пока остаются наиболее востребованными на российском и зарубежных рынках;

- высокотемпературные диоды и тиристоры — первые в стране СПП с максимально рабочей температурой перехода 200°C; успешно применяются и сегодня в спецтехнике;

- единая унифицированная серия силовых диодов и тиристоров таблеточной конструкции, была создана и освоена серия высоковольтных таблеточных приборов нового поколения с диаметрами выпрямительного элемента 24, 32, 40, 50 и 56 мм; по совокупности параметров новые приборы были разработаны на уровне лучших аналогов, выпускаемых ведущими фирмами мира: "Westinghouse", "General Electric", "Siemens" и др., что позволяет этим приборам и сегодня иметь сбыт.

В эти же годы на новой элементной базе разработана и освоена серия преобразователей:

- ПТ-1000 для систем возбуждения гидрогенераторов ГЭС "Железные ворота";

- зарядные устройства УЗА-150-80, УЗА-80-110, УЗА-250-100;

- автомат световых эффектов "АИСТ-26";

- 2-е поколение ВАКС-150-330 и ВАКС-150-330 для ГЭУ атомных ледоколов "Арктика" и "Сибирь";

- трехфазные регуляторы напряжения РНТТ на 250 и 600 А для электропечей;

- стабилизатор переменного напряжения СПН-400;

- преобразователи для привода постоянного тока АТ, АТР (взамен ПТТ, ПТТН);

- трехфазные тиристорные ограничители напряжения ТОН-3;

- модернизация КВПП;

- выпрямитель ВУТГО03000 для систем возбуждения турбогенераторов мощностью 160-320 Мвт.

В 80-е годы были созданы мощные тиристоры с

диаметром выпрямительного элемента 80 мм на токи до 2000 А, напряжением до 6000 В. Эти приборы нашли применение в преобразовательных устройствах для создания линий электропередач постоянного тока, в мощных компенсаторах реактивной энергии, в супермощных электроприводах, в цветной металлургии и т.д.

Реверсивно-включаемые динисторы (РВД) были разработаны впервые в мире по инициативе члена-корреспондента АН СССР И.В.Грехова. Сегодня освоена серия РВД с диаметрами выпрямительного элемента 16, 24, 32, 40, 56, 63 и 76 мм, рассчитанная на работу в широком диапазоне токов и напряжений.

Нельзя не отметить, что существенный вклад в развитие отечественных таблеточных СПП внес лицензионный договор с фирмой "Сименс" на производство мощного высоковольтного тиристора с диаметром выпрямительного элемента 55 мм. Был создан цех №15 и запущена линия с уникальным по тому времени технологическим оборудованием. Организатором совершенно нового производства приборов на заводе был К.Д.Боронин, который затем возглавил главк в Министерстве электротехнической промышленности СССР. С его именем неразрывно связывают успехи завода "Электровыпрямитель", развитие преобразовательной техники в СССР и России.

На базе мощных СПП разрабатываются и освоены в серийном производстве следующие преобразовательные устройства:

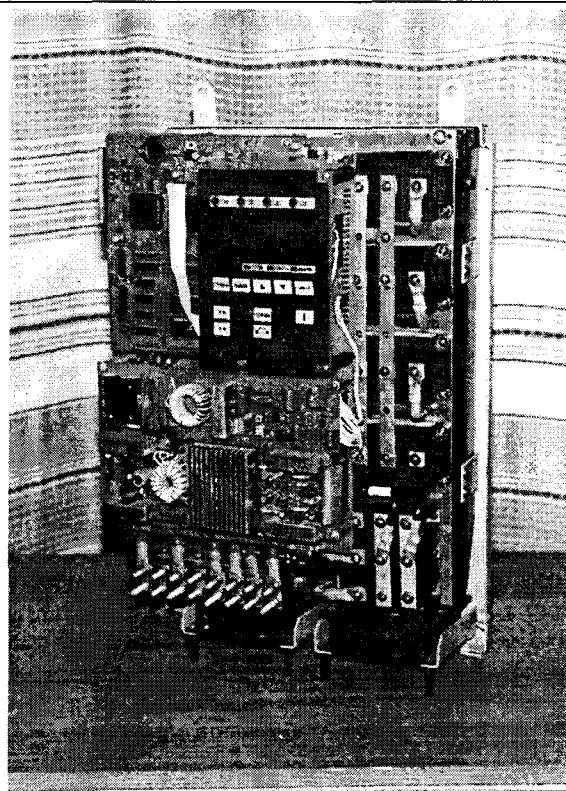
- ВИП-2200 для электровозов ВЛ-80, с рекуперацией электроэнергии в сеть;
- ТТС-40 для судовых лебедок;
- ВАКСР-150-330 для атомных ледоколов "Россия", "Советский Союз", "Ермак", "Урал", "Октябрьская революция";
- ТПЕД-3,15к-3,3к для тяговых подстанций;
- ВИП-4000 взамен ТОН-3.

В 1982 г. завод "Электровыпрямитель" за большой вклад в разработку проведения испытаний и освоения производства новой техники награжден вторым орденом Трудового Красного Знамени.

Последнее десятилетие прошедшего века характеризовалось разработками целого ряда принципиально новых полупроводниковых приборов, конструкций, технологий, а также освоением СПП и преобразователей по импортозамещению.

К ним в первую очередь необходимо отнести серию бесспотенциальных диодно-тиристорных модулей (более 80 типов) с различными конфигурациями электрических схем и геометрических размеров. Эти приборы находят широкое применение в приводах постоянного тока, устройствах "мягкого" пуска электродвигателей, выпрямительных схемах.

Разработана серия мощных высоковольтных запираемых тиристоров с диаметром выпрямительного элемента 40, 56, 76 мм. Это первые полупроводниковые, полностью управляемые ключи. Они требуют совершенно иного уровня технологии: высокую чистоту производственных процессов и точ-



Преобразователь частоты «Омега»

ность их выполнения, высококачественные материалы и комплектующие, надежное энерго- и газообеспечение. Для достижения этого в цехе №15 проводится техническое перевооружение, вводятся чистые комнаты класса 1000, а на рабочих местах класса 100 монтируется новое технологическое оборудование. Развитие такого производства требует высококвалифицированного, специально обученного персонала, а также конструкторов, технологов, специалистов в области проектирования СПП.

Как и запираемые тиристоры, силовые модули на основе биполярных транзисторов с изолированным затвором (IGBT) и быстровосстанавливающихся диодов с "мягкими" характеристиками обратного восстановления (SFRD) являются полностью управляемыми ключами, выполненными по схемам обычных ключей, полумостов и чопперов. Разработано 6 базовых конструкций, на основе которых организовано производство более 54 типов IGBT-модулей в широком диапазоне токов и напряжений. Их основные области применения: коммунальное хозяйство, промышленность, транспорт, спецтехника и т.д. Опыт показывает, что применение данных приборов позволяет сэкономить около 30% электроэнергии, а в отдельных случаях — более 50%. Сегодня проводятся работы по проектированию серии 6-ключевых модулей в экономичных корпусах, модулей с повышенным напряжением изоляции, циклостойких мощных IGBT-модулей.

1992 г. вошел в нашу историю как год разделения СССР на самостоятельные суверенные государства. С этого момента началась структурная перестройка экономики России, разгосударствление промышленных предприятий и спад производства. На базе государственного производственного объединения "Электровыпрямитель" было образовано акционерное общество "Электровыпрямитель".

В связи с отсутствием платежеспособного спроса значительно уменьшился выпуск СПП, преобразовательной техники, особенно для Министерства обороны и Военно-Морского Флота, резко уменьшилось и число работающих на заводе.

С 1992 по 1996 гг. продолжалось падение объемов производства, стала задерживаться выдача заработной платы.

В целях поиска выхода из создавшейся сложной ситуации Советом директоров в 1996 г. была разработана и принята программа экономического оздоровления предприятия. Были реорганизованы все убыточные малые предприятия и самостоятельные структуры, разработаны долгосрочные программы на 5 лет и краткосрочные на один год по техническому перевооружению, маркетинговым исследованиям, энергосбережению, развитию АСУ "Кадры", "Качество" и др.

Были организованы новые подразделения по разработке преобразовательной техники для железнодорожного транспорта (ОПЖТ), преобразователей чистоты (ОПЧ), отдел по разработке высоковольтных быстродействующих СПП, а также реорганизованы отделы главного конструктора и специальный конструкторский отдел с расширением функций и решаемых задач.

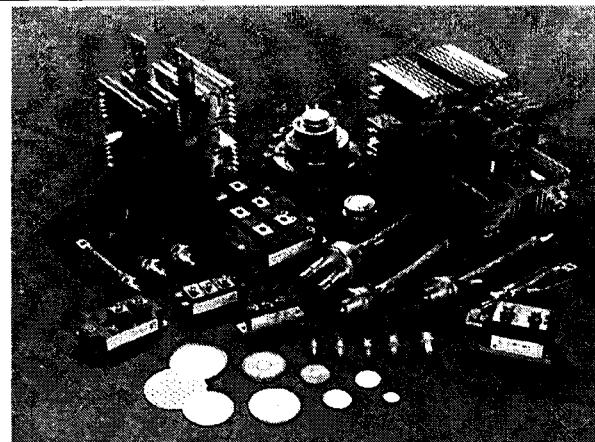
В настоящее время НИЦ ПТ укомплектован опытными работниками и молодыми специалистами, оборудованы дополнительные лаборатории, компьютерные классы, испытательные станции, позволяющие проводить испытания в реальных условиях.

В 1996 г. создали управление внешнеэкономических связей, и уже через год экспорт нашей продукции увеличился на треть. Сегодня доля экспорта в общем объеме товарной продукции достиг 15%, создали СП в Китае, поставляем продукцию 30 инофирмам. Увеличение экспорта — это хороший показатель конкурентности продукции.

Изменение структуры и работа по реализации намеченных программ позволили остановить спад производства и увеличить в 1997 г. объем выпуска товарной продукции в 1,5 раза, сократить задолженность по выплате заработной платы. Рентабельность составила около 6%.

Чтобы продолжить движение вперед, необходимо выстоять в борьбе за рынок сбыта продукции, выпускать изделия в короткие сроки, высокого качества и с более низкой ценой, чем у конкурентов.

Для достижения этих целей в первую очередь были освоены СПП и часть преобразователей по импортозамещению. Это СПП на токи от 10 до 80 А, ранее выпускавшиеся на Украине и в Киргизии. Быстродействующие СПП, которые производились



Приборы силовой электроники, выпускаемые ОАО «Электровыпрямитель»

Таллинским электротехническим заводом. Это серии тиристоров ТБ, диодов ДЧ, асимметричных тиристоров ТА, тиристоров-диодов ТД, ограничителей напряжения ОНС. Восстановлено производство изделий общей техники 15 типов, производившихся ранее на заводе "Преобразователь" (Украина) и опытном заводе НИИ силовой электроники (Саранск). Производятся:

- СПЧС-20 (5 типов) взамен СПЧС-190-380;
- выпрямители для электролиза алюминия В-ТППД-6,25к-900 (г. Красноярск);
- преобразователь частоты для асинхронных короткозамкнутых двигателей ПЧ-ТТП-400-380 (на запираемых тиристорах);
- серии выпрямителей для гальваники серии ВГ-ТПЕ, ВГ-ТПВ;
- В-ОППД-6,3к-1к (для тепловозов ТЭП-20);
- выпрямители ТПЕД-1000/1250-300/300, ТПЕД-3500-480 (взамен ВУТГ, ВУТГО, ВУТГД);
- модернизированные агрегаты серии ТЕ, ТЕР с целью экономии материалов;
- ВИП-5600 для электровозов ВЛ-65, ЭП-1;
- автоматизированная система управления током серии электролизеров АСУТСЭ для Кандалакшского алюминиевого завода;
- В-ОПЕД-400 для электропоезда ЭД-9;
- преобразователи частоты ПЧ-ТТПТ для асинхронных электродвигателей мощностью до 37 кВт (на базе IGBT модулей);
- ВАЗП-380/260-40/80-3 с возможностью подзаряда "хвостовых" элементов и разряда стабилизированным током аккумуляторных батарей;
- упрощенный вариант возбудителя для синхронных машин В-ТПЕ-320;
- преобразователь частоты ПЧ-ТТП-200-10к для высоковольтных синхронных двигателей (для ВВС г.Москвы);
- В-ТППР-315 для коксотушильного электровоза ЭК-14;
- ПЧ-ТТП-1000 для тепловоза ТЭМ-21;
- П-ТТП-125-380 для тепловоза ТЭМ-70;

- В-МПЕ-200-3к для тепловозов;
- высоковольтный преобразователь частоты ПЧ-ТТП-500-6к (для СВС г.Москвы);
- пусковое устройство ПТУ-50-6,3к для асинхронных электродвигателей на 6,3 кВ;
- ПТУ-400 для асинхронных электродвигателей на 380 В;
- М-2Т2ПП-10к/5к для питания якорных цепей и В-ТПЕ-500-440 для питания обмотки возбуждения двигателей постоянного тока стана 1700 ЛПЦ ОАО "Северсталь" (г.Череповец);
- преобразователь частоты для испытания силовых трансформаторов ВИУ-3,6 на базе IGBT модулей (для "Запорожтрансформатор");
- АСУТСЭ для Красноярского алюминиевого завода;
- В-ТППД-М-6,3к для тепловоза 2ТЭ-116;
- модернизированные преобразователи частоты ПЧ-ТТПТ ("Омега") для асинхронных электродвигателей;
- ВИУ-1,5 (з-д РЭТО АО "Мосэнерго");
- В-ОПП-4500 для карьерного электровоза ОПЭ-1м;
- В-ТПЕ-35-110, В-ТПЕ-130-37, В-ТПЕ-100-40, ПЧЭ-100-380 для дизельной электростанции ЭД-2;
- М-ПТЕ-22 для пассажирского вагона 61-4179;
- БЭВ-1.2, БЭВ-1.3 для пассажирских вагонов 61-4170 и 9510;
- ВИП-1000 для электропоезда ЭН-1.

Проектирование, разработка и производство СПП в 2000 г. аттестованы и получен сертификат соответствия системы качества МС ИСО 9001.

Для разработки и изготовления преобразователей на новой элементной базе потребовалось проведение работ по разработке и внедрению новых технологий на базе современного и высокотехнологического оборудования.

Для создания систем управления энергосберегающих преобразователей требуется производство печатных плат не ниже 4 класса сложности. С этой целью в последние годы приобретены и запущены в производство новые линии химической и электрохимической обработки печатных плат, установка ламинации фирмы "Bungard" (Германия), установки экспонирования "Акшина 550" фирмы "W.Zemmen" (Германия), установка горячего лужения и выравнивания припоя "Zantronic 204" (Голландия); внедрен в производство процесс нанесения защитной паяльной маски "YMAJECURE XV-501". Эти мероприятия позволили поднять качество печатных плат на новый уровень.

Инструментальный цех для изготовления высокосложной оснастки пополнился прогрессивными электроэррозионными станками японской фирмы "Содик".

В 1998 г. за разработку и освоение производства энергосберегающей преобразовательной техники группа сотрудников удостоена звания лауреатов Государственной премии республики Мордовия. В 1999 г. такую награду получил коллектив за высо-

кие достижения в производственной деятельности и большой вклад в экономическое развитие республики. В 2000 г. такого же звания удостоены за разработку и освоение производства полупроводниковых приборов нового поколения с повышенным быстродействием.

Огромный вклад в развитие новой техники, техническое перевооружение акционерного общества внес главный инженер Л.А.Рожков.

Объединение активно сотрудничает с учеными и специалистами многих НИИ и предприятий России и стран СНГ: ФТИ им.Иоффе, ГУП ВЭИ им. В.И. Ленина, ВНИИТИ, ВНИИЭМ, ВНИИЭФ, НИИЭФА, НИИМЭ и завод "Микрон", ОАО "Электросила", ВНИИЖТ, ЛИИЭНТ, "Уралэлектротяжмаш", ВНИИСО, ИФП СО РАН, АСЭ, ВИАМ, ПФГ "Росвагонмаш", "Магистраль", "Мосводоканал", МГУ им. Н.П.Огарева и многие другие.

Почти 40 лет предприятие выпускает товары народного потребления, которые пользуются спросом у населения. За это время на заводе освоены и выпускались десятки изделий — электрокамины, стиральные машины, центрифуги, электросоковыжималки, опрыскиватели, лейки, зарядные и пускозадрядные устройства, бытовые сварочные, дозаторы лекарственных веществ. В 90-е годы организован цех по производству мебели, со временем производство изготовления возросло от стульев до стенок, а сегодня его номенклатура составляет около 50 наименований.

Оглядываясь на путь, началом которому были трудные военные дни 1941 г., можно без преувеличения сказать, что на всех этапах развития наше предприятие постоянно создавало основу для научно-технического прогресса большинства отраслей: железнодорожного транспорта, металлургии, энергетики, судостроения, электрохимии, нефтедобычи и нефтепереработки, машиностроения, специальной техники. В этих, наиболее важных, отраслях народного хозяйства надежно работают созданные руками заводских тружеников десятки миллионов диодов, тиристоров, симисторов, модулей и других приборов многих сотен типоисполнений и преобразователей на их основе.

Плодотворным, напряженным и очень важным для всего народного хозяйства страны был созидательный труд нашего коллектива. Это требовало от каждого большой отдачи и творчества, знаний и высочайшей квалификации, частицы души. Мы знаем и помним всех тех, кто щедро отдавал все это производству на протяжении многих периодов жизни предприятия, чьи мысли и руки создавали необходимые для страны полупроводниковые приборы и преобразовательную технику.

Храним в сердце их имена, как частицу 60-летней истории нашего завода.

Нынешнее поколение конструкторов, технологов, рабочих, специалистов вписывает новые яркие страницы в историю силовой электроники и преобразовательной техники.

Редакция журнала «Электротехника» поздравляет коллектив ОАО «Электровыпрямитель» с 60-летием!

Желаем дальнейших творческих успехов и расширения производства!

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Серия асинхронных двигателей АДА для приводов механизмов атомных электростанций

ЖЕМЧУГОВ Г.А., ЛОПАТИН В.В., КОВАРСКИЙ М.Е., ПЛЕЩУНОВ Н.Н., кандидаты техн.наук,
САМОЙЛОВ С.Ф., ШВЕЦОВ Н.И., инженеры

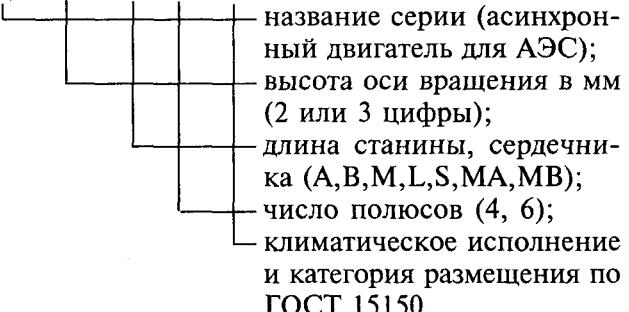
Традиционно регулируемые электроприводы механизмов атомных электростанций и других ядерных установок использовали двигатели постоянного тока (ДПТ) [1]. Основным недостатком ДПТ, как известно, является наличие коллекторного узла, требующего систематического обслуживания и ограничивающего срок их службы. Применение асинхронных электродвигателей (АД) устраняет эти недостатки и, кроме этого, позволяет снизить массы и габариты двигателей.

Широкое регулирование частоты вращения асинхронных двигателей при поддержании заданного момента осуществляется статическими преобразователями.

В 2000-2001 гг. в НПП ВНИИЭМ была разработана серия асинхронных электродвигателей АДА, удовлетворяющих требованиям эксплуатации в условиях атомных электростанций. Двигатели могут работать при питании от промышленной сети, а также в составе регулируемого привода при питании от статического преобразователя частоты. Разработанная серия двигателей заменяет привод постоянного тока. Двигатели серии соответствуют техническим условиям [2], ГОСТ 183, ОСТ 16 0.510.010, а также общим положениям обеспечения безопасности атомных станций (ОПБ-88) ПНАЭГ-01-011.

Структура условного обозначения двигателей АДА:

АДА XXX XX X - Т2



Пример записи обозначения двигателя при заказе и в документации другого изделия: "Двигатель АДА 112 МВ6-Т2 ТАИК.525222.001 ТУ".

Серия АДА включает 15 типоразмеров двигателей на высотах осей вращения 71, 80, 90, 112 и 132 мм с мощностями от 0,55 до 11 кВт при частотах вращения 1000 и 1500 об/мин ис-

полнений по монтажу ИМ 1081, 1082, 3041, 3081 со степенью защиты IP55 (табл.1).

Двигатели предназначены для работы от сети трехфазного напряжения 380 (+38, -57)В в режиме работы S1 по ГОСТ 183, а также в режимах S3 и S8 от статических преобразователей частоты на базе инверторов напряжения. Номинальные технические данные двигателей при питании от сети трехфазного напряжения соответствуют табл.2.

Двигатели выполнены для климатических факторов Т2 и следующих условий окружающей среды:

Условия эксплуатации

Температура воздуха, °С до 40
Относительная влажность
При температуре +25°C, % до 90
Давление окружающей среды нормальное

Хранение при нормальном режиме и аварийных режимах реактора

Температура воздуха, °С до 60,
кратковременно до 115
Относительная влажность воздуха, % до 100
Давление окружающей среды, мПа до 0,17
Уровень радиации, Гр/с до $2,8 \cdot 10^{-4}$,
кратковременно до 0,28

Таблица 1

Тип двигателя	Исполнение по монтажу	Обозначение основного конструкторского документа
АДА 71В6-Т2	1081	ТАИК.525222.001
АДА 71В6-Т2	1082	ТАИК.525222.001-01
АДА 71В6-Т2	3081	ТАИК.525222.001-02
АДА 80А6-Т2	1081	ТАИК.525322.001
АДА 80В4-Т2	1081	ТАИК.525322.001-01
АДА 80В4-Т2	3041	ТАИК.525322.001-02
АДА 80А6-Т2	3081	ТАИК.525322.001-03
АДА 90Л6-Т2	1081	ТАИК.525422.001
АДА 112МА6-Т2	1082	ТАИК.525622.001
АДА 112МА6-Т2	1081	ТАИК.525622.001-03
АДА 112МВ6-Т2	1082	ТАИК.525622.001-01
АДА 112М4-Т2	1082	ТАИК.525622.001-02
АДА 132М4-Т2	1082	ТАИК.525722.001
АДА 132М4-Т2	1081	ТАИК.525722.001-01
АДА 132S4-Т2	1082	ТАИК.525722.002

Таблица 2

Типоразмер	Мощность, кВт	Частота вращения синхронная, об/мин	Скользжение, %	КПД, %	cosф	M_n/M_h	Масса, кг	$J_{dp} \cdot 10^{-2}$, кг·м ²	Тип и момент тормоза, Н·м, не менее
АДА 71В6	0,55	1000	8,5	63,0	0,65	2,0	12,5	0,2	T14, 14
АДА 80В4	1,5	1500	7,0	65,0	0,76	1,5	20,0	0,47	T22, 22
АДА 80А6	0,75	1000	8,5	63,0	0,67	1,5	16,0	0,43	T14, 14
АДА 90Л6	1,5	1000	10,0	63,0	0,70	1,5	20,0	0,63	T22, 22
АДА 112М4	4,0	1500	5,0	79,0	0,79	1,5	47,0	1,88	T22, 22
АДА 112МА6	3,0	1000	5,5	75,0	0,71	1,5	50,0	1,90	T22, 22
АДА 112МВ6	4,0	1000	5,5	76,0	0,76	1,5	55,0	2,10	T22, 22
АДА 132\$4	7,5	1500	5,0	80,0	0,81	1,7	73,0	2,97	T22, 22
АДА 132М4	11,0	1500	5,0	80,0	0,82	1,7	80,0	3,78	T22, 22

Примечание: M_n и M_h — моменты пусковой и номинальный соответственно; J_{dp} — динамический момент.

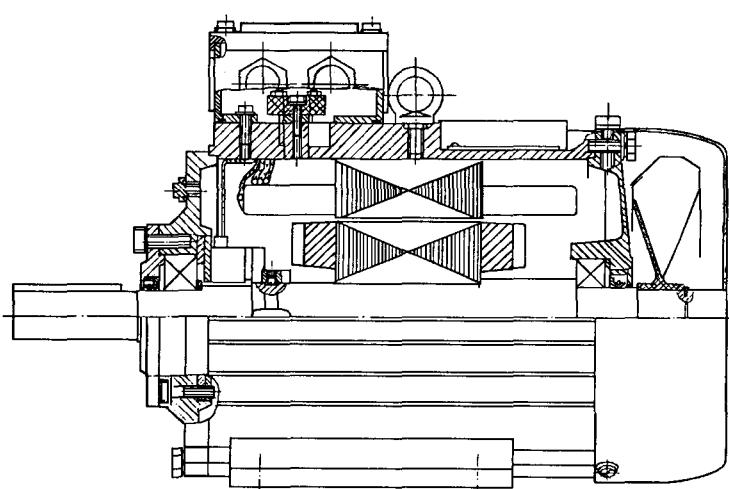
Испытательное давление при нормальных климатических условиях — до 0,56 мПа.

Двигатели рассчитаны на сейсмические нагрузки 8 баллов по шкале MSK при расположении на высоте +37 м. Срок службы двигателей — 30 лет. Поверхность двигателей допускает обработку дезактивирующими растворами.

Изоляция обмотки якоря, тормоза и вспомогательной обмотки выдерживает испытательное напряжение 2200 В. Напряжение питания обмоток тормозов 20,4—26,4 В, ток при 20°C $0,7 \pm 0,3$ А.

Общий вид двигателя представлен на рисунке.

Конструктивно двигатели выполнены на базе и с использованием узлов и деталей серийных двигателей российских электромашиностроительных заводов и отличаются от них радиационностойкой и теплостойкой изоляцией обмотки статора (класс Н), влагостойкостью (тропическое исполнение), наличием магнитоэлектрического тормоза стопорного типа и вспомогательной обмоткой контроля теплового состояния статора.



Двигатели с высотой оси вращения 71, 80, 90 мм выполнены со станиной и щитами из алюминиевого сплава, двигатели с высотой 112 и 132 мм со станиной и щитами из чугуна. Наружный вентилятор литой из пластмассы крепится на выступающем конце вала. Вентилятор закрыт кожухом из листовой стали. Наружный воздух прогоняется вдоль ребер станины. На станине укреплена коробка выводов с двумя штуцерами, которая может поворачиваться на 180° для удобства подводки питающих кабелей.

Сердечник статора выполнен из листов рулонной электротехнической стали 2212 толщиной 0,5 мм. Пазы статора полузакрытые. Обмотка всыпная из круглого провода класса теплостойкости Н. На лобовой части обмотки расположена вспомогательная обмотка теплового контроля.

Сердечник ротора выполняется из той же стали, что и статор и заливается алюминиевым сплавом. Одновременно с заливкой пазов отливаются замыкающие кольца и вентиляционные лопатки. Сердечник ротора крепится на валу горячей насадкой. Вал ротора выполнен из стали 45.

В двигателях применены однорядные шариковые подшипники с двумя защитными шайбами и заложенной пластичной смазкой на весь срок службы.

Магнитоэлектрический тормоз содержит магнитопровод с катушкой возбуждения и редкоземельными магнитами, закрепленный в подшипниковом щите со стороны приводного конца вала и якорь. Якорь тормоза крепится к валу двигателя. При обесточенной катушке тормоз фиксирует ротор в неподвижном состоянии, при включении катушки тормоз выключается.

По способу монтажа двигатели вы-

полняются (см. таблицу) на лапах — с одним (ИМ 1081) и с двумя концами вала (ИМ 1082), а также фланцевыми (исполнение ИМ 3041 и ИМ 3081).

Изготовитель двигателей Опытный завод НПП ВНИИЭМ.

Список литературы:

- Емельянов И.Я., Воскобойников В.В., Масленок Б.А. Основы проектирования механизмов управления ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1978.
- Технические условия: Двигатели асинхронные типа АДА, ТАИК.525222.001 ТУ, НПП ВНИИЭМ, 2000.

Анализ конструкции двигателей-маховиков

БУГАЕВА Е.М., КУЗЬМИН В.Н., МИХАЙЛОВ Е.М., СТОМА С.А.

В последние годы в связи с созданием малых космических аппаратов (КА) с общей массой 200–800 кг особую актуальность приобретает достижение минимально возможной массы комплектующей их аппаратуры. Это относится и к электродвигателям-маховикам (ЭДМ), регулирующим положение КА в пространстве, тем более, что на борту большинства КА их не менее 3.

Предлагаемый анализ конструкций ЭДМ, а также взаимосвязи их параметров позволит, на наш взгляд, вести их проектирование с достижением обоснованно минимального веса.

ЭДМ (рис.1) состоит из маховика с цилиндрическим ободом на несущей диафрагме и приводного электродвигателя, в качестве которого преимущественно используются бесконтактные электродвигатели постоянного тока (БДПТ).

Основные параметры ЭДМ — кинетический момент, управляющий момент, потребляемая мощность, ресурс, определяются исходя из общих требований к системе ориентации и стабилизации КА, его энерговооруженности.

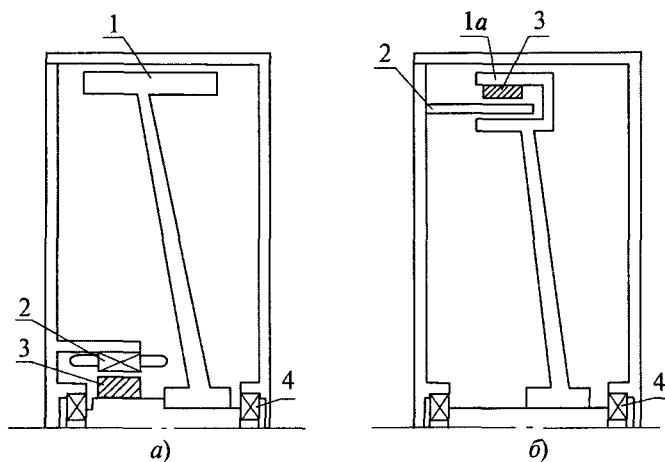


Рис.1. Схемы конструкции ЭДМ:

1 — обод маховика; 1a — обод маховика-магнитопровод ротора БДПТ; 2 — статор БДПТ; 2a — безжелезный статор БДПТ; 3 — магниты ротора БДПТ; 4 — подшипниковые опоры

Основные уравнения ЭДМ при том, что генератором его основного параметра — кинетического момента является цилиндрический обод маховика, имеют вид:

$$H_{\omega} = J\omega; \quad (1)$$

$$P = M_y\omega; \quad (2)$$

$$J = \frac{m(R^2 + r^2)}{2}; \quad (3)$$

$$T = \frac{1}{\omega} \left(\frac{C}{Q} \right)^{0,33}, \quad (4)$$

где H_{ω} — кинетический момент; ω — максимальная частота вращения; J — момент инерции обода; m — масса обода; R и r — наружный и внутренний диаметры обода; M_y — управляющий момент; P — потребляемая мощность; T — ресурс шарикоподшипников; Q — нагрузка на подшипники; C — каталожный коэффициент работоспособности подшипников.

Из уравнений (1)–(4) следует, что все параметры прямо или косвенно связаны с частотой вращения ω , повышение которой пропорционально снижает момент инерции обода J и, в конечном счете, вес обода и всего изделия.

Однако приравнив уравнения (1) и (2) через общий член ω , получим $P = H_{\omega}M_y/J$, из чего следует, что уменьшение J , снижающее вес ЭДМ, при заданных H_{ω} и M_y , приводит к увеличению потребляемой им мощности.

В результате при низкой энерговооруженности КА и ограничении потребляемой мощности ЭДМ задача его оптимального проектирования сводится к поиску компромисса между минимальным потреблением и весовыми показателями. При отсутствии такого ограничения повышение ω позволяет существенно сократить габаритно-весовые показатели ЭДМ. Это хорошо видно из приведенных ниже материалов сравнительного анализа ряда фирм.

Влияние повышения ω на долговечность T подшипниковых опор в принципе отрицательно. Однако, учитывая снижение нагрузки Q на опоры, связанное с сопутствующим уменьшением веса обода ($G_{\text{об}}$), практическую разгруз-

женность опор в условиях невесомости на борту КА, а также работу ЭДМ в течение большей части срока службы при фактической скорости, значительно меньшей максимальной, отрицательное влияние роста ω на ресурс не оказывается, как показывает опыт, до $n \leq 6000$ 1/мин.

Следующим фактором, влияющим на вес ЭДМ, являются схемы конструкции приводного БДПТ, которых по существу две. Первая — это применение традиционной конструкции БДПТ во встроенном исполнении в сочетании с гладким цилиндрическим ободом маховика (рис.1,*a*). По этой схеме сделаны ЭДМ фирмы "Honeywell" (США) и НПО "Полюс" (РФ), ранние ЭДМ фирмы "Teldix" (ФРГ). Вторая — это совмещение активных частей БДПТ с ободом маховика, с применением безжелезного статора. Так выполнены ЭДМ ВНИИЭМ и фирмы "Jthaco" (США) (рис.1,*b*).

Преимущество последней схемы с точки зрения устранения магнитных захватов и радиальных тяжений, присущих классическому БДПТ и вызывающих неравномерность вращения его ротора, изложены в [1,2]. Сравнение весовых показателей ЭДМ обоих вариантов также свидетельствует в пользу второго. Это особенно проявляется в ЭДМ с $H_{\omega} > 10$ Н·м·с, $n < 3000$ 1/мин и значительной потребляемой мощностью, до 300 Вт, при которой вес БДПТ в традиционном исполнении достигает примерно 3,0 кг. Фирма "Honeywell" компенсирует это повышением частоты вращения до 6000 1/мин, снижая вес БДПТ примерно до 1,5 кг и ощутимо уменьшая вес обода маховика.

Даже для малых ЭДМ с $H_{\omega} < 2$ Н·м·с, $n = 4000\div6000$ 1/мин и потреблением $P < 25$ Вт, где, на первый взгляд, применение маломощного БДПТ традиционной конструкции могло бы дать выигрыш по весу, проведенные расчеты показывают, что вторая схема не хуже, при сохранении ее прочих упомянутых достоинств.

К недостаткам второй схемы следует отнести технологические трудности изготовления безжелезного статора и ощутимо больший объем дорогостоящих РЗМ-магнитов.

При заданных H_{ω} и M_y , выбранной частоте вращения ω и определенном моменте инерции J маховика достижение минимального веса изделия связано также с рациональным выбором радиуса R маховика. Из уравнения (3) видно, что увеличение R позволяет существенно снизить вес обода маховика, однако при этом также пропорционально R^2 возрастает вес прочих элементов конструкции (несущая диафрагма обода, фланцы, защитные кожухи). Расчеты, проведенные для ЭДМ ($H_{\omega} = 1,0$ Н·м·с; $n = 6000$ 1/мин) с радиусами обода 6; 7,5; 10; 12,5 и 15 см показали, что с ростом R вес обода уменьшается с 0,7 до 0,05 кг, однако мини-

мальный вес изделия в целом обеспечивается при $R \approx 8$ см. Дальнейшее, хотя и ограниченное, увеличение R эффективно при использовании для прочих элементов конструкции легких ($\gamma = 1,8\div2,3$ г/см³) алюминиево-бериллиевых или алюминиево-магнитных сплавов, что имеет место в ЭДМ зарубежных фирм.

На весовые показатели ЭДМ влияет также наличие или отсутствие его герметизации.

Для устранения (уменьшения) аэродинамических потерь маховика давление во внутренней полости ЭДМ должно быть пониженным, что легко достигается при его негерметичном исполнении и установке в негерметичном отсеке КА. При этом вызывает озабоченность работоспособность электронной схемы (коммутатора), которая в современных ЭДМ часто располагается внутри него (что также снижает вес изделия), а также обеспечение ресурса подшипниковых опор.

В случае герметичного исполнения ЭДМ и откачки его внутренней полости (фирма "Honeywell" и НПО "Полюс") требуется утолщение фланцев и защитных кожухов для выдерживания разницы давлений внутри и снаружи в наземных условиях, а также увеличение масс металла на больших радиусах в местах установки резиновых уплотнений. И то и другое увеличивает вес изделия.

Установка клапана давления двустороннего действия в сочетании со сваркой тонкостенных кожухов (вместо резиновых уплотнений), как это имеет место в ранних герметичных ЭДМ ВНИИЭМ, дает хороший результат в весовом отношении. Однако неразборное сварное исполнение, даже при отсутствии встроенного коммутатора, вызывает трудности при наладке и испытаниях изделий.

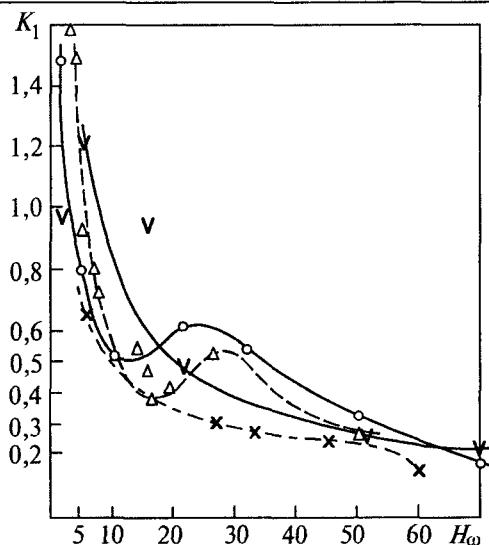
Поэтому, учитывая:

- проблематичность длительной работоспособности резиновых уплотнений;

- положительный опыт эксплуатации ЭРИ при давлениях $10^{-2}\div10^{-4}$ мм.рт.ст., которые имеют место в закрытых негерметичных объемах, при внешних давлениях $10^{-6}\div10^{-9}$ мм.рт.ст.;

- наличие смазок для подшипников с высокой степенью упругости паров базового масла и возможность дальнейшего усовершенствования подшипниковых узлов введением подпитки подшипников маслом в процессе эксплуатации следует признать наиболее перспективным негерметичный вариант ЭДМ со встроенным коммутатором. Безусловно, принимая решение о возможной разгерметизации, надо учитывать предъявляемые требования по ресурсу, колеблющиеся от 3 до 15 лет.

При конкретной оценке качества конструкции ЭДМ рассмотрены более 30 типоразмеров их. Это изделия фирм "Honeywell" (США) —

Рис.2. Изменение коэффициента K_1 :

о — ВНИИЭМ (ДМ...); Δ — Jthaco (TW...); \times — "Honeywell" (HR...); v — "Плюс" (Агат...)

обозначение изделий HR..., "Jthaco" (США) — обозначение TW..., НПО "Плюс" (Томск, РФ) — обозначение "Агат...", и ВНИИЭМ — обозначение ДМ...

Естественно проводить такую оценку по отношению суммарного веса G_e к кинетическому моменту: $K_1 = G_e/H_\omega$, по аналогии с электрическими машинами, оцениваемыми отношением веса к мощности. Параметры ЭДМ, близких

по кинетическим моментам, и их коэффициент K_1 приведены в таблице, а характер изменения K_1 на рис.2.

Однако коэффициент K_1 не учитывает различной частоты вращения ЭДМ, от которой зависит вес изделий. Это выражается, в частности, перегибами кривых $K_1 = f(H_\omega)$ для изделий ВНИИЭМ и "Jthaco" в области $H_\omega = 20 \div 40$ Н·м·с, которые имеют низкие частоты вращения.

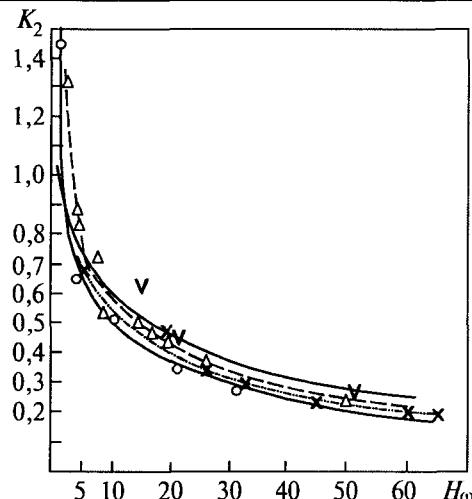
Следует отметить также отличие веса электронной части ЭДМ разных фирм, поскольку различны уровни элементной базы, а также объемы резервирования и выполняемых функций. Для выносных коммутаторов разница составляет: $\sim 0,22$ кг/Вт — США; $\sim 0,040$ кг/Вт — РФ.

В связи с этим, целесообразно было бы оценивать качество конструкции только по электромеханической части $G_{\text{эм}}$, которую не на всех рассмотренных ЭДМ удается выделить из-за отсутствия полной информации.

Для объективной оценки истинного положения необходимо привести параметры рассматриваемых ЭДМ к одной скорости. В результате пересчета группы ЭДМ на другие частоты вращений (при $H_\omega = \text{const}$), получен переводной коэффициент для определения веса изделия при переводе его с одной скорости на другую:

$$K_G = \sqrt[3]{\frac{n_\Phi}{n}},$$

Группа	Тип	H_ω , Н·м·с	n , 1/мин	J , г·см·с ²	D_ω , мм	M_y , Н·м	P_1 , Вт	G_e , кг	$G_{\text{эм}}$, кг	$G_{\text{об}}$, кг	K_1	K_2
$H_\omega \approx 30,0$												
I	ДМ-1	31,5	1200	2500	390	0,35	100	17,5	14,0	8,5	0,58	0,28
	TW-26E300	26,0	2000	1245	393	0,3	150	13,9	10,6	4,2	0,53	0,37
	HR-2020	27,0	6500	397	285	0,113	175	7,9	6,0	2,2	0,29	0,30
II	$H_\omega = 20,0$											
	ДМ	21,5	1100	1850	390	0,26	70	13,2	10,5	6,3	0,61	0,35
	HR-2030	19,5	6000	310	285	0,21	190	8,9	6,7	1,73	0,46	0,46
	TW-19B300	19,5	6000	310	255	0,3	350	8,4	5,1	2,1	0,43	0,43
III	Агат-8	20,0	4500	425	325	0,16	150	9,3	6,0	1,3	0,47	0,43
	$H_\omega \approx 10,0$											
	ДМ-10	10,0	6000	160	225	0,05	32,0	5,3	4,5	2,5	0,53	0,53
	TW-8B90	8,1	2500	318	255	0,09	50,0	5,9	4,6	2,5	0,77	0,55
IV	TW-8B50	8,1	4500	172	280	0,05	60,0	6,4	5,0	1,1	0,8	0,79
	Агат-6	15,0	1600	880	-	0,15	50,0	14,3	-	-	0,95	0,61
	$H_\omega = 5,0$											
	ДМ-6	5,0	3500	137	225	0,05	32,0	4,0	3,2	1,2	0,8	0,67
V	TW-4B200	4,0	1200	318	255	0,2	50,0	5,9	4,6	2,5	1,48	0,87
	TW-4A12	4,0	5100	75,0	205	0,012	25,0	3,46	2,55	0,9	0,87	0,82
	HR-0610	6,0	6000	96,0	254	0,075	80,0	4,0	3,0	0,68	0,67	0,67
	Агат-15	5,0	3500	137	-	0,05	60,0	6,0	-	-	1,2	1,0
	$H_\omega \approx 1,0$											
	ДМ-5	1,0	6000	16,0	150	0,02	27	1,47	1,07	0,5	1,47	1,47
	TW2A4	2,0	2500	76,0	205	0,04	25	3,46	2,55	0,9	1,73	1,3
	Teldix	0,12	3800	4,2	95	0,005	3,8	0,7	0,55	0,25	5,8	4,98

Рис.3. Изменение коэффициента K_2 :

о — ВНИИЭМ (ДМ...); Δ — Jthaco (TW...); x — Honeywell (HR...); v — "Плюс" (Агат...)

где n_ϕ — фактическая скорость рассматриваемого ЭДМ; n — скорость, к которой он "приводится".

Например, вес изделия ДМ (группа II таблицы) с частотой вращения $n_\phi = 1100$ 1/мин при переводе на $n = 6000$ 1/мин (частоту вращения изделий фирмы Honeywell) составит

$$G_e^1 = H_\omega K_G = 13,2 \sqrt[3]{\frac{1100}{6000}} = 7,5 \text{ кг.}$$

Соответственно новое отношение $G_e^1 / H_\omega = K_2$ составит 0,35 вместо имевшегося $K_1 = 0,61$.

Погрешность пересчета G_e по коэффициенту K_G по сравнению с полным расчетом изделия на новую скорость не более 5%.

Идентичный характер кривых коэффициента K_2 (рис.3) для всех рассмотренных ЭДМ подтверждает достоверность такой оценки их конструкции.

Выводы

1. Подтверждено ощутимое преимущество высокоскоростных ЭДМ по весу.

2. Подтверждено преимущество схемы конструкции с совмещением активных частей электродвигателя с маховой массой собственно маховика, поскольку кривая K_2 для ДМ наилучшая; несколько худшие показатели изделий фирмы "Jthaco" (имеющих ту же конструкцию) по сравнению с фирмой "Honeywell" объясняются наличием корпусных деталей пристраиваемого коммутатора.

3. Незначительная разница между коэффициентами K_2 ЭДМ разных фирм обманчива, так как, например, для изделий с $H_\omega = 20$ Н·м·с при $K_2 = 0,35$ и 0,40 (вес изделий 7,0 и 8,0 кг ($G_e = H_\omega K_2$), соответственно) для объекта — разница 3 кг.

4. Повышение значения K_2 (K_1) у всех ЭДМ с $H_\omega < 5$ Н·м·с естественны, так как минимизация веса элементов конструкции по принципу достаточности их прочности и жесткости уже не может быть реализована по технологическим соображениям.

5. Введение коэффициента K_G позволяет, пользуясь рис.3, оценивать минимально достижимый вес двигателей-маховиков, зная их значения H_ω и n уже на стадии технического задания.

Список литературы

1. Кузьмин В.Н., Михайлов Е.М., Стома С.А. и др. "Электродвигатель-маховик"//Труды ВНИИЭМ. 1985. Т.78.
2. Кузьмин В.Н., Михайлов Е.М., Стома С.А. "РЗМ-магниты в специальных БДПТ"//Электромеханика. 1989. № 11.
3. Стома С.А., Кузьмин В.Н., Михайлов Е.М. и др. Изделия точной электромеханики для космических аппаратов.//Сб. докладов юбилейной конференции МЭИ, 1999.

Прямоточная микроГЭС с встроенной гидротурбиной и синхронным генератором на постоянных магнитах

ДАНИЛЕВИЧ Я.Б., АНТОНОВ Ю.Ф.

Одной из современных тенденций развития энергетики является использование возобновляемых источников энергии, к числу которых относятся ветровые и водяные источники энергетики. Одним из направлений деятельности ОЭЭП РАН является создание малых микроГЭС прямоточного типа.

ОЭЭП РАН изготовлен и испытан головной образец микроГЭС мощностью 5 кВт. По данным испытаний подобные микроГЭС могут быть выполнены до мощности 50 кВт.

К микроГЭС относятся гидроэнергетические агрегаты единичной мощностью до 50 кВт. Их установка целесообразна в труднодоступных и

иных районах, удаленных от энергосети. МикроГЭС по сравнению с дизель-генераторами имеют лучшие массогабаритные показатели,

меньшую стоимость вырабатываемого киловатта мощности. Они проще в эксплуатации и не загрязняют окружающую среду.

Разрабатываемая в ОЭЭП РАН прямоточная микрогЭС является агрегатом "рукавного" типа. С помощью рукава в виде трубы или шланга вода подводится к гидротурбине, встроенной в ротор. Такая конструкция позволяет устанавливать микрогЭС вне акватории, эффективно использовать, в том числе увеличивать, естественный перепад уровней воды. В условиях одного и того же водоема достигаемый за счет применения рукава статический напор воды выше скоростного напора свободного потока.

Компактность прямоточной микрогЭС достигается путем совмещения пропеллерной гидротурбины с ротором синхронного генератора. Индуктор выполнен на постоянных магнитах. В автономном режиме эксплуатации при высокой влажности постоянные магниты предпочтительнее электромагнитов по многим показателям. Они надежнее и проще в обслуживании, так как для них не требуются источник питания и скользящие контакты. Коллекторная конструкция ротора позволяет максимально использовать энергию магнитов. Для обеспечения гидроизоляции статор генератора, включая трехфазную обмотку, компаундирован.

В прямоточной турбине с направляющим гидрорукавом с целью регулирования напора можно установить водозапорный клапан с ручным или дистанционно-автоматическим управлением. В отсутствие водозапорного клапана при естественных колебаниях напора воды частота вращения пропеллерной турбины изменяется. Поэтому для обеспечения номинальной частоты 50 Гц и напряжения 220/380 В применен статический преобразователь частоты. Он может быть установлен в любом месте, например, вблизи потребителей электроэнергии.

Во избежание засорения гидрорукава на его входе устанавливается фильтр.

Прямоточная микрогЭС может быть применена для создания гидроаккумулирующей электростанции.

Особенностью конструктивного исполнения прямоточной микрогЭС (продольный разрез ее представлен на рис.1) является наличие встроенной в ротор водянной турбины 2 с четырьмя фигурными лопатками. Проточная часть генератора соединяется с магистральным водяным трубопроводом через конфузор 4 и диффузор 5. Конфузор служит для увеличения скоростного напора на входе в водянную турбину 1. Между конфузором 4 и турбиной 2 имеется стационарный направляющий аппарат 1 с установленными под углом к оси машины 8 неподвижными лопатками постоянной толщины. Назначение направляющего аппарата 1 — создание

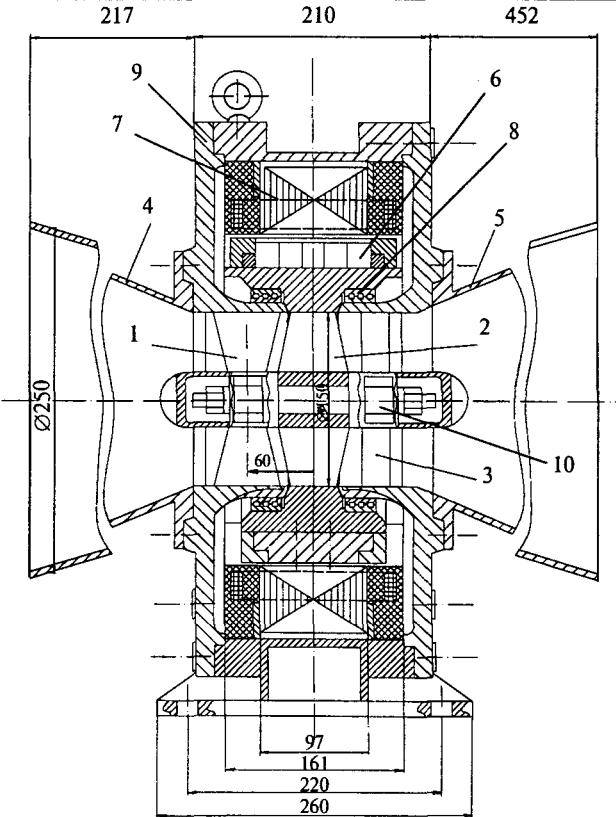


Рис.1. Продольный разрез микрогЭС мощностью 5,8 кВ·А:

1 — входной направляющий аппарат; 2 — турбина; 3 — выходной направляющий аппарат; 4 — конфузор; 5 — диффузор; 6 — индуктор с постоянными магнитами; 7 — статор; 8 — лабиринтные уплотнения; 9 — подшипниковые щиты; 10 — подшипниковый узел

требуемого режима течения потока на входе в турбину для повышения ее КПД. Так как направляющий аппарат 1 не предназначен для регулирования расхода воды через турбину, соответственно, ее частоты вращения, то при эксплуатации микрогЭС могут понадобиться водозапорные клапаны с ручным, автоматическим или дистанционным управлением. Кроме того, во избежание засорения водяной магистрали необходимо на ее входе установить фильтр грубой очистки воды. Между диффузором 5 и турбиной 2 установлен второй стационарный аппарат 3, отличающийся от первого радиально ориентированными лопатками. В конструкции машины между корпусом генератора и ротором 2 предусмотрены лабиринтные уплотнения для отсекания водяного потока от рабочего зазора. Турбина 2 и направляющие аппараты 1 и 3 выполнены из нержавеющей стали марки X18H10T. Для защиты от коррозии статор с активной сталью и обмоткой пропитывается под вакуумом. Кроме того, на статоре используется протектор в виде кольца из алюминиево-магниево-цинкового сплава с низким электродным потенциалом.

Число пар полюсов 8. Постоянные магниты выполнены из сплава неодим-железо-бор (NdFeB). Остаточная магнитная индукция $B_r = 1,06$ Тл, коэрцитивная сила по индукции $H_{CB} = 720$ кА/м, по намагниченности $H_{CM} = 960$ кА/м, энергия $(BH)_{max} = 224$ Тл·кА/м. Магниты размещены в 16 пазах, имеющих гидроизоляцию. В каждом пазу имеется 9 магнитов с размерами $20 \times 20 \times 6$ мм. Крепление постоянных магнитов в пазу осуществляется с помощью немагнитных клиньев в виде ласточкиного хвоста. Общее количество магнитов 96. Оси намагничивания постоянных магнитов направлены тангенциально. Магнитные поля от расположенных в соседних пазах постоянных магнитов направлены навстречу друг другу. Магнитный поток, создаваемый постоянными магнитами, входит в массивные полюсы, выполненные из магнитомягкой стали, затем по радиусу через рабочий зазор в сердечник статора, станину и далее возвращается в соседний полюс. При тангенциальном намагничивании постоянных магнитов можно добиться увеличения среднего значения индукции поля в рабочем зазоре. Так, в данной конструкции машины среднее значение индукции в рабочем зазоре в два раза выше значения индукции на поверхности постоянного магнита.

Трехфазная обмотка статора намотана медным проводом в лаковой изоляции, уложена в полузакрытые пазы статора и пропитана под вакуумом компаундом марки ЭТ-10, используемым в криогенной технике при производстве сверхпроводящих магнитных систем, с последующей полимеризацией в печи.

Подшипниковые щиты имеют пазы с вложенными в них уплотнениями из вакуумной резины. Поступлению воды в подшипниковые узлы препятствуют установленные в обтекателях сальники. Выводные концы имеют полную гидроизоляцию.

Таким образом, конструкция обеспечивает автономную работу микрогЭС, с периодической технически несложной заменой масла в подшипниковых узлах автоматическим управлением.

В зависимости от климатических, погодных условий, влияющих на уровень воды в естественном верхнем бьефе, из-за колебаний напора воды частота вращения турбины 2 изменяется. Для обеспечения потребителей электроэнергией нужного качества с номинальной частотой 50 Гц и напряжением 220/380 В микрогЭС укомплектована статическим преобразователем частоты и напряжения. Последний может быть установлен в любом месте, например, вблизи потребителей электроэнергии. Преобразователь частоты и напряжения конструктивно проще и дешевле, если колебания напора воды

незначительны. В частности, серийно выпускаемые статические преобразователи частоты в диапазоне мощностей до 20 кВт допускают изменение напора $\pm 20\%$.

Номинальные параметры микрогЭС

Диаметр турбины, м	0,15
Напор (вод. столб), м:	
номинальный (при	
номинальной нагрузке)	12
минимальный	10
максимальный	16
Полная мощность, кВ·А	5,8
Частота вращения, об/мин	
при номинальном напоре	2100
при минимальном напоре	1200
при максимальном напоре	2800
КПД	0,6
Номинальное напряжение, фазное/линейное, В	220/380

Полная номинальная мощность генератора 5,8 кВ·А достигается при гидростатическом напоре 12 м. Турбина установлена в корпусе генератора без зазоров. Диаметр и площадь попечного сечения канала, соответственно: $D = 0,15$ м, $A_s = 0,016$ м². Скорость потока в канале при высоте напора $H = 12$ м равна $v = 15,8$ м/с. Объемный и массовый расходы воды $Q = 0,27$ м³/с, $m = 270$ кг/с. Мощность потока $N = 11205$ Вт. Для генерирования полной мощности $P = 5800$ В·А коэффициент полезного действия турбины должен быть не ниже $\eta = 0,52$. При номинальной частоте вращения генератора $n = 2100$ об/мин, частоте $f = 35$ Гц, угловой скорости $\omega = 220$ рад/с момент на валу составляет $M \approx 26$ Н·м.

Коэффициент нагрузки на турбину определяется по формуле $C_B = \frac{\sqrt{Pn}}{v_t^{2,5}}$.

Здесь P — мощность на валу, л/с; n — частота вращения, об/мин; v_t — скорость скольжения турбины в потоке, м/с.

При коэффициенте нагрузки $C_B < 0,5$ коэффициент полезного действия турбины $\eta \approx 0,75$. Соответственно, при $C_B = 1$ $\eta = 0,68$; при $C_B = 10$ $\eta = 0,4$. Для данной турбины коэффициент нагрузки может находиться в пределах $C_B = 1,5 \div 5$. Таким образом, ожидаемый коэффициент полезного действия турбины может составить 0,5—0,6.

Так как скорость потока в номинальном режиме равна $v = 15,8$ м/с, то при заданном диаметре канала $D = 0,15$ м шаг турбины должен быть 0,4 м. Тогда на конце турбинной лопатки угол $\phi \approx 40^\circ$. Угол набегания $\beta \approx 45^\circ$. Таким образом, $\beta > \phi$.

Результаты испытаний. Экспериментальные исследования микроГЭС проводились в четыре этапа: первые два этапа — на электромашинном стенде ОЭЭП РАН, последующие два этапа — на гидроэнергетическом стенде Санкт-Петербургского Государственного технического университета.

На первом этапе были проведены испытания при вращении генератора от приводного двигателя постоянного тока. Сопротивление изоляции обмоток статора относительно корпуса, измеренное с помощью мегомметра, составило 5 МОм. Сопротивление изоляции между обмотками — более 2 МОм.

Испытания на механическую прочность проведены при частоте вращения генератора 2500 об/мин, что примерно на 20% выше номинальной частоты вращения. Вибрации корпуса и подшипниковых щитов не превысили 40 децибелл.

В опыте холостого хода измерялись линейные и фазные напряжения. Характеристика холостого хода генератора (рис.2) имеет линейный вид. Использование в одном из пазов постоянных магнитов, отличающихся своими характеристиками от остальных магнитов, практически не отразилось на симметричности фазных напряжений. Разница в значениях напряжений не превысила 2 В. Потери холостого хода составили 0,5 кВт. Температура корпуса при номинальной частоте вращения равна температуре окружающей среды.

Испытания в режиме установившегося трехфазного короткого замыкания позволили уточнить номинальные параметры генератора. Установлено, что номинальная мощность 5,8 кВ·А достигается при частоте вращения 2100 об/мин.

Проектирование магнитной системы возбуждения на постоянных магнитах сопряжено с трудностями точного расчета магнитного сопротивления самих постоянных магнитов. Поэтому перед вторым этапом экспериментальных исследований из магнитной системы возбуждения в равных долях по пазам была удалена одна пятая часть постоянных магнитов. Как видно из рис.2, характеристика холостого хода в случае недоукомплектованной магнитной системы возбуждения идет ниже первичной. Причем снижение ЭДС составляет 20%. Таким образом, спроектированная магнитная система возбуждения оптимальна с точки зрения использования в ней постоянных магнитов из редкоземельных металлов. Замена последних на иные магниты, выполненные, например, на базе ферритов или соединений типа самарий-кобальт и т.п., приведет к снижению энергетических показателей данной микроГЭС.

Для проведения третьего этапа экспериментальных исследований микроГЭС была смонтирована на стенде гидроэнергетических испытаний. Были изготовлены технологические конфузор и диффузор длястыковки микроГЭС с магистральным трубопроводом, внутренний диаметр которого равен 219 мм. С целью обеспечения установившегося течения воды перед входом в конфузор длина прямолинейного участка магистрального трубопровода была не менее 10 м.

Максимальный статический напор, обеспечиваемый оборудованием стенда, составляет 4,5 м вод. столба, т.е. почти в три раза ниже номинального. Для испытаний микроГЭС на холостом ходу этого оказалось достаточно.

Характеристика холостого хода (рис.2) снизилась поэтапно. Вначале обе задвижки — перед микроГЭС и за ней — были полностью открыты. В данном режиме была достигнута максимальная частота вращения генератора, которая составила 1140 об/мин. Снижение частоты вращения осуществлялось путем закрытия задвижки перед микроГЭС, а также за счет понижения уровня воды в верхнем бьефе, в конечном итоге — статического напора. Установлено, что изменение частоты вращения не пропорционально изменению статического напора и расхода воды. Так, если статически напор изменялся от 4,36 до 3,53 м, т. е. на 19%, то частота вращения падала с 1140 до 966 об/мин., т.е. на 15%. При аналогичных показателях изменения частоты вращения расход воды уменьшался с 61 до 54 л/с, т.е. на 11%.

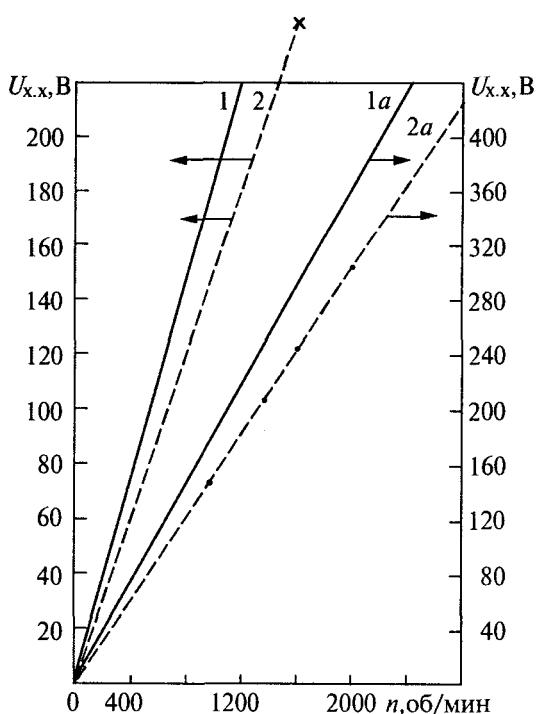


Рис.2. Характеристика холостого хода.

— укомплектованная магнитная система;
- - - недоукомплектованная (на 20%) магнитная система

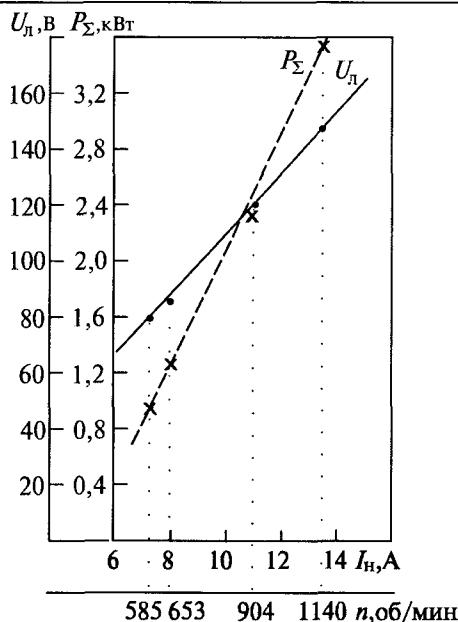


Рис.3. Внешняя характеристика

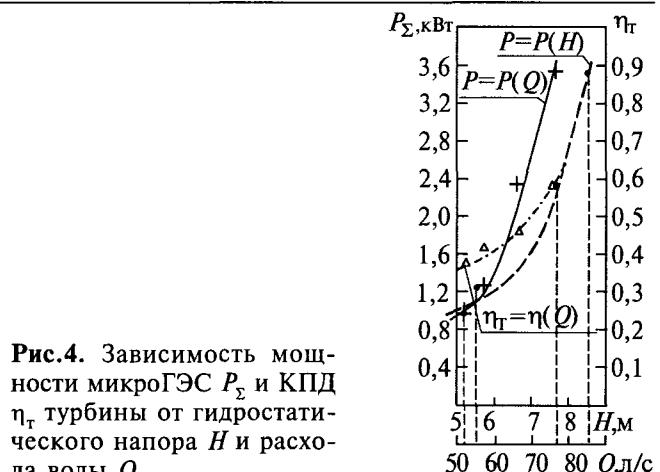
Режим нагрузки обеспечивался включением в каждую фазу статорной обмотки активных сопротивлений около 13 Ом, которые были соединены в "звезду". Как следует из рис.3, активная мощность измерялась методом двух ваттметров. Испытания проводились как при постоянном, так и переменном расходах воды. Максимальная достигнутая мощность не превысила 10% от номинальной. При незначительном (на 25%) увеличении нагрузочного тока частота вращения генератора резко падала (в 3 раза), что не позволяло провести исследования режима нагрузки в полном объеме.

В связи с этим потребовалась модернизация гидроэнергетического стенда с задачей прямого включения в магистраль водяного насоса. В качестве последнего был использован штатный водяной насос, подававший воду из нижнего бьефа в верхний. С помощью этого насоса имелась возможность создания в магистрали давления до 1,5 атм.

Результаты экспериментальных исследований микроГЭС в режимах холостого хода и нагрузки, проведенных на четвертом этапе, представлены на рис.3 и 4. При сопоставлении этих данных с теми, что были получены на "сухом" стенде, следует учесть, что на последней стадии экспериментов система возбуждения генератора была на 20% недоукомплектована постоянными магнитами.

В режиме холостого хода практически удалось достичь номинальной частоты вращения (1958 против 2100 об/мин).

В режиме активной нагрузки ($\cos \phi \approx 1$) достигнутая максимальная частота вращения составила примерно половину номинальной (1140

Рис.4. Зависимость мощности микроГЭС P_{Σ} и КПД η_t турбины от гидростатического напора H и расхода воды Q

против 2100 об/мин), линейное напряжение — 40% номинального. Тем не менее, максимальная активная мощность, вырабатываемая микроГЭС, в эксперименте была близка к 70% номинальной.

Во время испытаний в режиме нагрузки, путем закрытия задвижки перед турбиной, варьировался расход воды при неизменном давлении, создаваемом водяным насосом, а также изменялось давление при полностью открытых задвижках. Было получено, что КПД турбины зависит от расхода воды через нее. С увеличением расхода воды КПД растет.

Результаты эксперимента хорошо согласуются с расчетными данными.

Выводы

По результатам испытаний уточнены расчеты, откорректированы рабочие чертежи, что позволяет приступить к серийному производству микроГЭС с автономным статическим преобразователем напряжения и частоты следующей номенклатуры номинальных параметров:

- мощность 5 кВт, расход воды от 0,1 до 0,2 м³/с при напоре от 8 до 15 м;
- мощность 10 кВт, расход воды от 0,4 до 0,8 м³/с при напоре от 9 до 17 м;
- мощность 20 кВт, расход воды от 0,5 до 0,9 м³/с при напоре от 10 до 19 м;
- мощность 50 кВт, расход воды от 0,6 до 1,0 м³/с при напоре от 11 до 20 м.

Данилевич Януш Брониславович — директор Отдела (Института) электроэнергетических проблем Российской Академии наук (ОЭЭП РАН), академик РАН. Окончил Ленинградский политехнический институт в 1955 г. В 1974 г. защитил докторскую диссертацию.

Антонов Юрий Федорович — старший научный сотрудник ОЭЭП РАН. Окончил Высшее военно-морское инженерное училище в 1960 г., Ленинградский государственный университет в 1976 г. В 1973 г. защитил кандидатскую диссертацию.

Моделирование магнитного поля вала асинхронного двигателя

НОВОЖИЛОВ А.Н., КИСЛОВ А.П.

Показана необходимость учета магнитных полей вала ротора при определении параметров кольцевых индукционных преобразователей защит асинхронных двигателей. Приведен метод моделирования этих полей, а также результаты расчета и эксперимента.

Анализ повреждений асинхронного двигателя (АД) и возможностей устройств его защиты [1] указывает на необходимость применения в этих защитах, наряду с трансформаторами тока, индукционных измерительных преобразователей. Наиболее широко известны накладные и стационарно устанавливаемые кольцевые индукционные преобразователи (рис.1,а). Они позволяют конструировать простые, дешевые и достаточно высокочувствительные устройства защиты. Эти защиты способны диагностировать замыкание витков обмотки статора в пределах одной секции, повреждение обмотки ротора, эксцентризитет и повреждение подшипников качения.

Для диагностирования АД без его разборки удобно переносное устройство с накладным кольцевым индукционным преобразователем типа Ω [2], (рис.1,б), разработанным "Bonag Bray Ltd" и размещенным снаружи АД. Работа преобразователя основана на измерении магнитной несимметрии АД по аксиальной составляющей внешнего магнитного поля [3] машины у ее торца. Значительную его часть составляет поле вала ротора.

Для стационарного диагностирования предпочтение следует отдать встраиваемым в АД кольцевым индукционным преобразователям [4–6] типа 0. Их работа основана на измерении магнитной несимметрии АД по аксиальной составляющей полей лобового рассеяния и вала

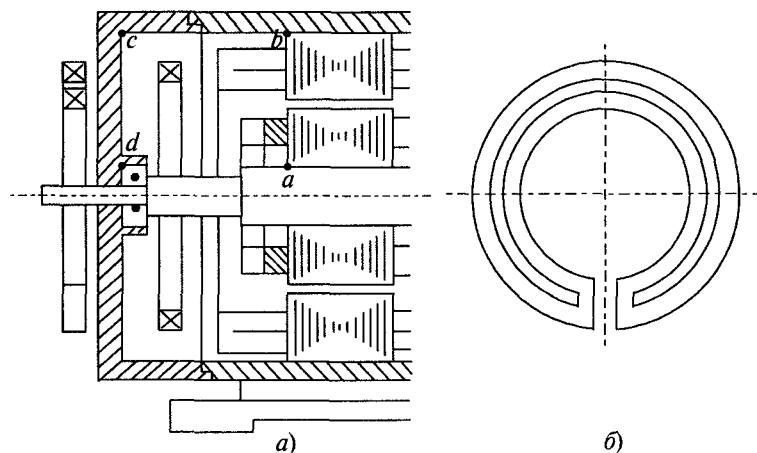


Рис.1. Индукционный измерительный преобразователь типа Ω и размещение преобразователя типа 0 и Ω внутри и снаружи двигателя

ротора в торцевой зоне. Очевидно, что определение параметров этих преобразователей без учета магнитного поля в валу приведет к значительным погрешностям, а следовательно, не позволит в полной мере реализовать возможности таких защит. Поэтому моделирование магнитного поля вала АД актуально.

В предлагаемой работе оно осуществляется следующим образом. Магнитное поле вала ротора между крайним листом сердечника и подшипниковым щитом АД обусловлено токами в проводниках лобовых и пазовых частей обмоток статора и ротора [7]. Для упрощения поля этих токов моделируются раздельно, а затем суммируются.

Поле вала ротора от обмотки статора формируется токами всех ее секций. Так как все секции обмотки статора изготовлены идентично, а сама обмотка статора обладает круговой симметрией относительно оси вращения ротора, то поле от обмотки статора в валу ротора определяется как поле от одной эквивалентной секции статора с магнитодвижущей силой

$$F_{\text{экв}} = \sum_m I_{cm} w_{cm}, \quad (1)$$

где I_{cm} и w_{cm} — ток и число витков в m -й секции обмотки статора.

Если обмотка статора не повреждена, то $F_{\text{экв}} = 0$. При замыкании витков в фазе A [4] между фазами A и B , а также фазы A на землю

$$\dot{F}_{\text{экв}} = w_{Ak}(\dot{I}_{Ak} - \dot{I}_A); \dot{F}_{\text{экв}} = w_{Ak}(\dot{I}_{Ak} - \dot{I}_A) + w_{Bk}(\dot{I}_{Bk} - \dot{I}_B); \dot{F}_{\text{экв}} = (w_{Ak} - w_A)\dot{I}_k, \quad (2)$$

где \dot{I}_A и \dot{I}_B — токи в фазах A и B ; w_{Ak} и w_{Bk} — число замкнувшихся витков в фазах A и B ; \dot{I}_{Ak} и \dot{I}_{Bk} — ток в замкнувшихся витках этих фаз.

На рис.2 приведена расчетная схема для моделирования поля вала в торцевой части АД от токов в секции с $F_{\text{экв}}$. Из нее видно, что аксиальная составляющая магнитного потока вала представлена Φ_b . Именно Φ_b и моделируется в дальнейшем. Магнитный поток Φ_b в ферромагнитных элементах конструкции АД, в частности в валу ротора, от токов лобовой части

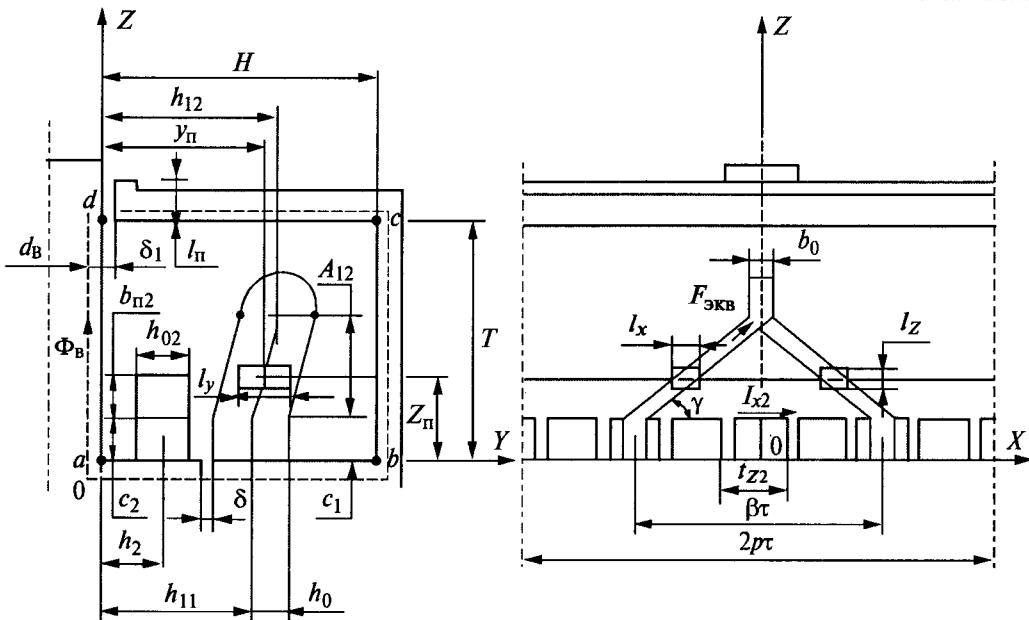


Рис.2. Расчетная схема для моделирования поля в торцевой зоне

секции с $F_{\text{экв}}$ возникает за счет проникновения магнитного поля этих токов в окружающие эти проводники ферромагнитные плоскости (корпус, подшипниковый щит, вал ротора, сердечники статора и ротора). В соответствии с [4–6] тангенциальная составляющая B_{n}^n этого поля на пограничных плоскостях равна нулю. Поэтому учитывается только B_{n}^n — ее нормальная составляющая от тангенциальной составляющей тока в эквивалентной секции. Магнитное поле вала и в ферромагнитных элементах от B_{n}^n рассчитывается по [4] с учетом рис.2 следующим образом: лобовая часть секции с $F_{\text{экв}}$ замещается эквивалентным круговым проводником I_{n} , поперечным сечением $h_{\text{c}} \times A_{12}$ и длиной $2\pi t$; определяется индукция B_{n}^n магнитного поля на пограничных ферромагнитных плоскостях и магнитный поток через них; определяются точки на пограничных плоскостях с нулевым магнитным потоком в нормальном сечении, а затем магнитный поток в валу. Из рис.2 видно, что при моделировании учитывать следует только магнитные потоки контура $abcd$. Очевидно, что они вызваны I_x — аксиальной составляющей тока в секции.

Замена лобовой части секции с $F_{\text{экв}}$ на кольцевой проводник с током I_{n} осуществляется следующим образом. В лобовой части секции выделяется пара элементов с размерами l_x , l_y , l_z и током $I_x = F_{\text{экв}}$ в них, где по рис.2

$$I_x = b_{\text{c}} \cos \gamma; \quad l_y = h_{\text{c}}; \quad l_z = \frac{b_{\text{c}}}{\cos \gamma}; \quad K = \frac{A_{12}}{l_z},$$

где K — число пар элементов.

С учетом кольцевой симметрии этих элементов всех секций обмотки статора, их можно за-

менить кольцевым проводником с сечением $l_y \times l_z$, длиной $2\pi t$ и током $I_x I_z / \pi t$. Тогда вся лобовая часть секции заменяется кольцевым проводником с параметрами

$$l_x = 2\pi t; \quad l_y = h_{\text{c}}; \quad l_z = A_{12}; \quad I_{\text{n}} = K \frac{I_x b_{\text{c}} \cos \gamma}{\pi t}. \quad (3)$$

Координаты кольцевого проводника

$$y_{\text{п}} = (h_{12} + h_{11})/2; \quad z_{\text{п}} = c_1 + A_{12}/2. \quad (4)$$

В результате, для определения магнитных потоков через ферромагнитные поверхности торцевой зоны решается классическая задача о магнитном поле бесконечного проводника с током внутри прямоугольной ферромагнитной трубы [4–6]. Индукция магнитного поля

$$B_y = \frac{\partial A_x}{\partial z}; \quad B_z = \frac{\partial A_x}{\partial y}; \quad \frac{\partial^2 A_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 A_x}{\partial z^2} = -\mu_0 j_x$$

при $\left[\frac{\partial A_x}{\partial z} \right]_{z=0} = 0.$ (5)

Для этого случая предпочтителен метод Гринберга [8]. В результате, на пограничных плоскостях с $y = 0$ и $y = H$ $B_{\text{n}}^n = B_y$, а при $z = 0$ и $z = T$ $B_{\text{n}}^n = B_z$.

На рис.3 приведена рассчитанная кривая (1) распределения нормальной составляющей магнитной индукции B_{n}^n от токов в лобовой части секции по пограничным поверхностям торцевой зоны АД АО-31-4, рассчитанная при $F_{\text{экв}} = 114,75 \text{ A}\cdot\text{вит}$.

Так как $B_{\text{n}}^n = f(l)$ известно, то распределение магнитных потоков от B_{n}^n вдоль пограничных поверхностей моделируется по расчетной схеме на рис.4, а при следующих допущениях:

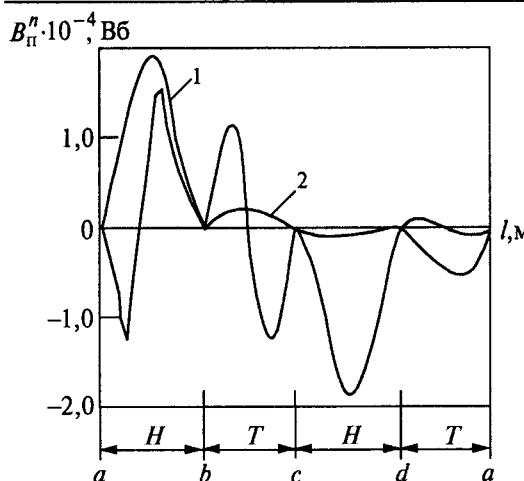


Рис.3. Распределение магнитной индукции по поверхности ферромагнитных стенок торцевой зоны АД

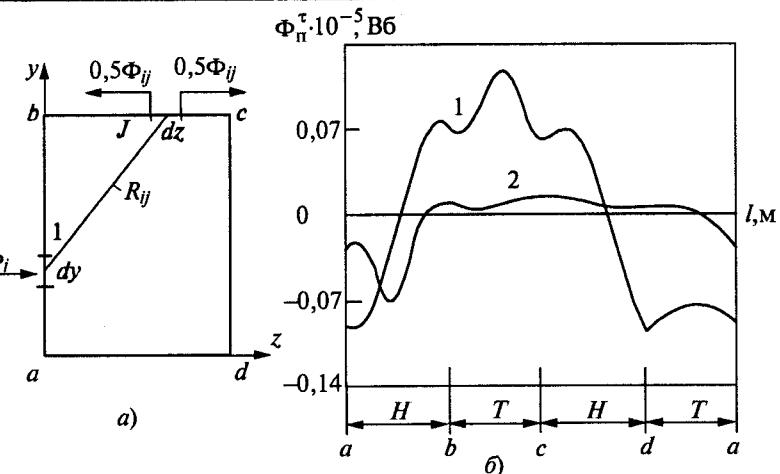


Рис.4. Расчетная схема для моделирования магнитных потоков в ферромагнитных элементах торцевой зоны (а) и результаты расчета этих потоков (б)

1. Падение магнитного напряжения в ферромагнитных элементах равно нулю, а воздушными зазорами δ и δ_1 пренебрегают.

2. Магнитный поток i -го элемента через j -й элемент (Φ_{ij}) считается прямо пропорциональным Φ_i — магнитному потоку i -го элемента и обратно пропорциональным R_{ij} — воздушному промежутку между i и j -м элементами.

3. Составляющие магнитного потока Φ_{ij} по контуру вдоль пограничных поверхностей по и против часовой стрелки равны по значению. При суммировании магнитных потоков в этом случае положительным считается направление по часовой стрелке.

Моделирование магнитных потоков вдоль поверхности ферромагнитных элементов торцевой зоны осуществляется в следующем порядке. Первоначально (рис.4) ферромагнитные поверхности вдоль обхода контура разбиваются на элементарные площадки с размерами $2pt \times dy$ и $2pt \times dz$, определяются их координаты (y_i, z_i) и воздушный промежуток R_{ij} по торцевой зоне между ними

$$R_{ij} = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2}. \quad (6)$$

Затем находится расчетное расстояние между i -м и всеми j -ми элементами

$$R_{si} = 1 / \sum_j \left(\frac{1}{R_{ij}} \right)$$

и определяется часть магнитного потока Φ_i через j -й элемент

$$\Phi_{ij} = \Phi_i R_{si} / R_{ij}. \quad (7)$$

Магнитный поток вдоль i -й элементарной площадки определяется как сумма потоков Φ_{ij}

в ее границах. На рис.4, б приведено рассчитанное распределение магнитных потоков вдоль граничных поверхностей АД АО-31-4 при $F_{1c} = 114,75 \text{ А}\cdot\text{вит}$.

Магнитный поток и индукция магнитного поля вала от лобовых частей "беличьей клетки" определяются аналогично. Всю обмотку ротора заменяют обмоткой одной его фазы с размерами пары элементов

$$l_x = t_z; \quad l_y = h_{c2}; \quad l_z = b_{n2}; \quad I_{x2} = \sum_n I_{2n}, \quad (8)$$

где I_{2n} — ток в n -м элементе короткозамыкающего кольца ротора.

Токи I_{2n} при повреждении подшипников и обмотки ротора, а также при его эксцентриситете определяются из [9—11]. Полем выступающей части стержней ротора можно пренебречь. Затем фаза ротора заменяется кольцевым проводником с параметрами

$$l_x = 2pt; \quad l_y = h_{c2}; \quad l_z = b_{n2}; \quad y_n = h_2; \quad z_n = c_2 + b_{n2} / 2; \quad I_n = I_{x2} / z_1.$$

На рис.3 приведена кривая (2) распределения магнитной индукции B_{π}^n от токов $I_{x2} = 114,75 \text{ А}$ в короткозамыкающем кольце ротора по пограничным плоскостям при заторможенном роторе. Определение магнитного потока и индукции магнитного поля вала также осуществляется по (5)—(8). Из (8) ясно, что магнитный поток в валу появится только при замыканиях или разрывах в обмотке ротора.

Очевидно, что высшие гармонические магнитного поля в валу от полей лобового рассеяния обмоток статора и ротора будут обусловлены только спектром гармонических в $F_{\text{экв}}$ и I_{x2} .

Поле в валу ротора от токов в проводниках, расположенных в пазах статора и ротора, моделируется по известному распределению маг-

нитной индукции в воздушном зазоре АД. Ее значение, распределение вдоль воздушного зазора и гармонический спектр при повреждениях обмоток статора и ротора, аксиальных и радиальных смещения ротора, а также при механических повреждениях подшипников можно определять, например, по [9–12]. Учет гармоник магнитного поля от проводников в пазу осуществляется по значению основной и отношению амплитуд гармоники и основной гармонической.

При моделировании поля вала от проводников в пазу также считается, что падение магнитного напряжения в ферромагнитных элементах конструкции торцевой зоны равно нулю. Тогда для магнитной цепи $a-d$ на рис.2 магнитное напряжение по основной гармонической

$$U_{ad} = H_\delta \delta = H_{\delta_1} \delta_1.$$

В области подшипника

$$H_{\delta_1} = H_\delta \delta / \delta_1; B_{\delta_1} = \mu_0 H_{\delta_1}; \Phi_{\delta_1} = B_{\delta_1} l_n \pi d_n, \quad (9)$$

а индукция магнитного поля в валу

$$B_v = \Phi_{\delta_1} / (\pi d_v^2 / 4). \quad (10)$$

Из (9) и (10) видно, что магнитный поток в валу от B_{δ_1} в основном зависит от δ_1 и l_n . Определение их значений затруднено тем, что значительная часть Φ_{δ_1} в области подшипника замыкается через воздух, в том числе и через наружную сторону подшипникового щита. Поэтому для упрощения расчетов, как показали эксперименты, можно принимать l_n равным диаметру шарика подшипника, а $\delta_1 = (2-20)\delta$ или одной шестой диаметра шарика.

Экспериментальная проверка (9), (10) проводилась на АД АО-31-4 $F_{lc} = 114,75$ А·вит. Магнитный поток в валу измерялся катушкой индуктивности с $w = 110$, плотно посаженной на вал. Была предусмотрена возможность перемещения катушки вдоль вала. При $z_n = 0,053$ м измеренное напряжение на катушке составило 0,115 В. Расчетное значение ее напряжения от токов в лобовых частях статора — ротора составило 0,083 В, а от токов в проводниках пазовой части $-0,022$ В. Таким образом, погрешность метода моделирования не превышает 20%.

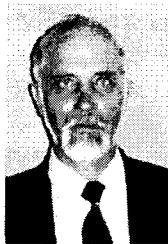
Выводы

1. Предлагаемый метод моделирования магнитного поля вала между торцом сердечника ротора и подшипниковым щитом прост и позволяет получить значения всего спектра магнитного потока в произвольном сечении вала.

2. Погрешность метода моделирования не превышает 20%, что в большинстве случаев удовлетворяет требованиям релейной защиты асинхронных двигателей на индукционных измерительных преобразователях.

Список литературы

1. Корогодский В.И., Кужеков С.П., Паперно Л.Б. Релейная защита электродвигателей напряжением выше 1000 В. М.: Энергоатомиздат, 1987.
2. Babb M. Fault detection system monitors the health of AC induction motors//Control engineering. 1988. №4. S.86–87.
3. Волохов С.А., Добродеев П.Н., Кильдышев А.В. Диагностирование обрыва стержня клетки ротора асинхронного двигателя//Изв. вузов. Электротехника. 1998. №2. С. 13–15.
4. Клещель М.Я., Новожилов А.Н., Поляков В.Е. Защита двигателей от витковых замыканий на кольцевом преобразователе//Изв. вузов. Электромеханика. 1986. №3. С. 118–125.
5. Новожилов А.Н. Расчет параметров кольцевых измерительных преобразователей//Изв. вузов. Электромеханика. 1990. №11. С.41–48.
6. Новожилов А.Н., Полищук В.И. Выбор метода расчета магнитного поля для определения параметров КИП//Электротехника. 1993. №7. С. 37–39.
7. Туровский Я. Электромагнитные расчеты элементов электрических машин. М.: Энергоатомиздат, 1986.
8. Гринберг Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М-Л.: Изд-во АН СССР, 1948. С. 94–99.
9. Булычев А.В. Ванин В.К. Контроль состояния механической части асинхронного электродвигателя//Электричество. 1997. №8. С. 45–47.
10. Богуславский И.З. Токи в несимметричной короткозамкнутой клетке ротора//Изв. АН СССР. Сер. Энергетика и транспорт. 1982. №1. С. 71–76.
11. Новожилов А.Н. Токи асинхронного двигателя при статическом эксцентриките//Электротехника. 1994. №11. С.45–47.
12. Вольдек А.И. Влияние неравномерности воздушного зазора на магнитное поле машины//Электричество. 1951. №12. С. 40–46.



Новожилов Александр Николаевич — доцент кафедры "Автоматизация технологических процессов и электропривод" Павлодарского государственного университета (Казахстан). Окончил Павлодарский индустриальный институт (ПИИ) в 1977 г. по специальности "Электрические сети и системы".

Кандидатскую диссертацию по теме "Разработка защиты асинхронных двигателей от витковых замыканий с повышенной чувствительностью" защитил в Уральском политехническом институте им. Кирова в 1985 г.

Кислов Александр Петрович — декан энергетического факультета Павлодарского государственного университета, доцент кафедры "Автоматизация технологических процессов и электропривод". Окончил Павлодарский индустриальный институт (ПИИ) в 1977 г. по специальности "Электроснабжение промышленных предприятий".

Кандидатскую диссертацию по теме "Разработка криорезистивных индукционных установок с внешними магнитопроводами для нагрева алюминиевых заготовок" защитил в МЭИ в 1987 г.



Конструктивное развитие дисковых высокомоментных технологических электродвигателей с высококоэрцитивными постоянными магнитами

БЕЛЫЙ П.Н.

Описана структура дисковых высокомоментных технологических электродвигателей нового типа, отмечены их конструктивные особенности. Проанализированы достижения в области создания постоянных магнитов. Приведена конструкция многослойного дискового ЭД с высококоэрцитивными постоянными магнитами и соотношения, определяющие ее структуру.

Развитие силовой электроники, позволившее создать эффективные транзисторные коммутаторы, а также создание новых высокоэнергетических магнитотвёрдых материалов способствовали широкому освоению высокомоментных вентильных электродвигателей (ЭД) с постоянными магнитами (ПМ), в частности для станкостроения, робототехники, гибких автоматизированных производств, технологического оборудования. Высокомоментные вентильные ЭД обеспечивают диапазон регулирования скорости порядка нескольких тысяч, при этом минимальная частота вращения составляет 0,1–1 об/мин. Использование высокоэнергетических ПМ обеспечивает постоянство магнитного потока в динамических режимах и, следовательно, высокий динамический момент.

Среди разработчиков и производителей электроприводов (ЭП) с такими ЭД значительное место занимают известные фирмы "Фанук", "Окума" (Япония), "Магнетик Технолоджи", "Портер", "Ханивел" (США), "Палетти Оста" (Италия), "Бош", "Индрамат", "Штромаг" (Германия), "Микроэлектрик" (Швейцария) и др. Следует также отметить высокий уровень разработок бывшего СССР [1,2].

Попытка разнообразить варианты компоновок различных агрегатов многокоординатных комплексов обусловила появление на рынке, помимо цилиндрических, дисковых ЭД с малыми аксиальными габаритами. В ряде современных механизмов требуется сочетать ЭД вместе с рабочей деталью или встроить его в рабочий орган.

При этом интенсификация работ в этом направлении охватила не только электрические машины малой мощности порядка 1,25–2,5 кВт [3], но и машины мощностью до 100 кВт и даже до 20 МВт [4]. Уместно также отметить, что полученные результаты свидетельствуют о высокой эффективности дисковых двигателей, согласуются с самыми последними публикациями других авторов. Так, французская фирма "Ieumont Industrie" [4] заявила в 1996 г. о переходе в связи с развитием электроники и ПМ на разработку дисковых многополюсных двигателей с использованием технологии, позволя-

ющей иметь от одного до пяти слоев. Эти двигатели фирма называет революционными, поскольку выигрыш в массе равен двухкратному для низкоскоростных двигателей и трехкратному для более быстрых, и собирается произвести замену ими как синхронных, так и асинхронных двигателей регулируемого электропривода. Один из образцов двигателя мощностью 65 кВт был подготовлен для представления на выставке "Prospective d'Elec 96".

Характерным примером конструкций многополюсных дисковых электродвигателей являются созданные фирмой "Toshiba Corporation" [5] экспериментальные образцы двух- и трехслойных электродвигателей с мощностями 8 и 20 кВт соответственно, имеющих номинальную частоту вращения 20000 об/мин.

В последнее время используется дисковая конструкция в мотор-колесе автомобиля, где ободы могут служить элементом ротора, а статорная обмотка будет расположена на промежуточном неподвижном диске. Особое место занимает дисковая конструкция ЭД.

Наряду с этим представляются весьма перспективными технологические высокомоментные электродвигатели с многорядной системой магнитных и токовых слоев. Настоящая работа посвящена вопросам их конструктивного развития, рассмотрению путей и подходов к конструированию их.

Выделим две идеи. Одна из них заключается в реализации способов обеспечения максимальной плотности взаимодействия активных элементов электромеханического преобразователя энергии при одновременном выполнении условий: сведение к минимуму потоков рассеяния; увеличение площадей взаимодействия использования электромагнитной энергии в области энергопреобразования; оптимизация активных элементов.

Другая идея связана с тем, что в целом ряде случаев далеко не в полной мере используются в электромеханических преобразователях такие замечательные свойства высокоэнергетических ПМ (о которых будет сказано ниже), как высокие значения коэрцитивных сил по индукции H_{cB} и по намагниченности H_{cJ} при одно-

время низких значениях магнитной проницаемости μ_r . Поэтому целесообразно использовать совокупность свойств для повышения в электромеханическом преобразователе производства AB_δ (где A — линейная токовая нагрузка, B_δ — индукция магнитного поля в рабочем зазоре), действующего на единицу площади поверхности статора. При этом многократное кратковременное повышение A не является критичным для высокоэнергетических ПМ и не приводит к их перенагреванию, а реакция статора остается пренебрежимо малой [6].

Варианты двух основных конструкций магнитных систем (МС) электродвигателей с радиальным и аксиальным магнитным полем показаны на рис.1.

МС электродвигателя с одним рабочим зазором δ (рис.1, а, б) содержит статор, состоящий из ферромагнитного ярма 1, служащего для замыкания магнитного поля, активно-распределенного слоя (АРС) 2, дискового ротора 3 с высококоэрцитивными ПМ 4.

На рис.1, в, г показана МС с двумя рабочими зазорами δ , содержащая двухсторонний статор (I_1 , 2_1 и I_2 , 2_2), которая несмотря на наличие двух рабочих зазоров является предпочтительной, так как силы магнитного тяжения сведены к минимуму.

АРС имеет следующее конструктивное исполнение: элементарный зубец образован несколькими пластинами электротехнической стали (2—4); размер паза, как показывают экспериментальные исследования, должен быть приблизительно равен размеру зубца ($b_3=b_{\text{п}}$). Использование технологии на основе АРС позво-

ляет не только реализовать малоотходную технологию массового производства с улучшенным использованием объема ЭД, обуславливающим снижение расходов электротехнической стали, но и устранить зубцовую составляющую пульсаций, принципиально решить

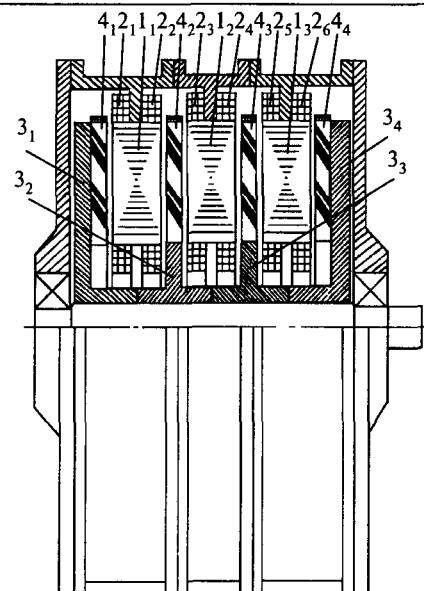


Рис.2.

проблему магнитных шумов и вибраций, улучшить виброакустические характеристики ЭП и повысить его надежность [7].

Конструкция многослойного дискового ЭД (рис.2) состоит из неподвижного трехфазного статора в виде трех дисков 1_1 — 1_3 с сосредоточенными обмотками управления 2_1 — 2_6 и врачающегося ротора в виде четырех дисков 3_1 — 3_4 высокоэнергетическими ПМ 4_1 — 4_4 . Каждый диск статора содержит два АРС. Многослойные конструкции открывают новые возможности в повышении эффективности ЭД за счет реализации принципа расслоения рабочего пространства на элементарные объемы, с расположением источников МДС по обеим сторонам каждого из рабочих зазоров, т. е. преобразования рабочего пространства в многодисковую систему токовых и магнитных слоев с обеспечением высокой плотности пространственной упаковки взаимодействующих активных частей ЭД и концентрации магнитного поля в области электромеханического преобразования энергии с повышением его равномерности и уменьшением полей рассеяния.

Структура магнитных слоев может быть сформирована как на основе сравнительно дорогих высокоэнергетических редкоземельных магнитов типа Sm-Co или Nd-Fe-B, так и на основе недорогих оксидно-бариевых ферритов Fe-BaO, также являющихся высокоэнергетическими, хотя и имеющих значительно меньшие значения коэрцитивных сил как по индукции, так и по намагниченности, чем у редкоземельных магнитов.

ПМ, выполненные из магнитотвердых материалов на основе интерметаллических соединений неодима с металлами группы железа и примесями бора, имеют высокую степень магнитной анизотропии и обладают хорошими тех-

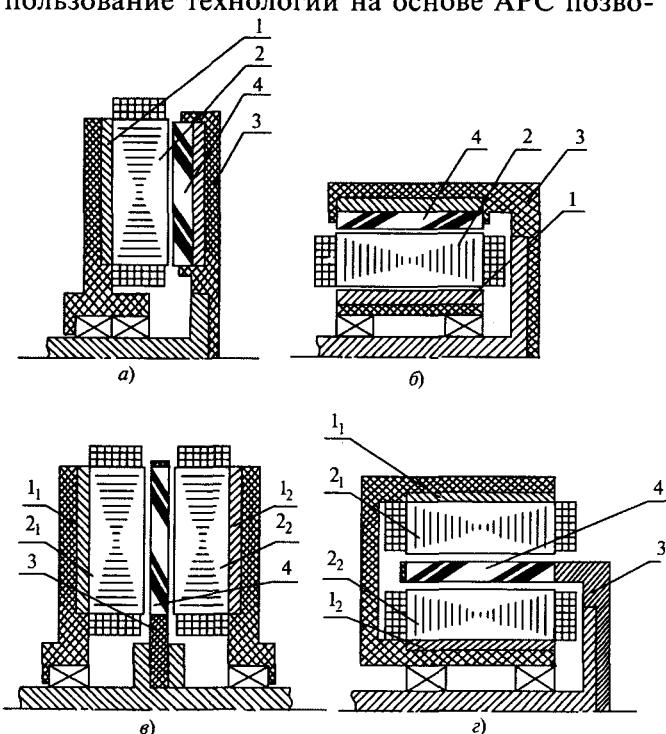


Рис.1.

нологическими качествами и наилучшими среди редкоземельных материалов магнитными свойствами. Важным положительным показателем является также присущая упомянутым магнитотвердым материалам малая обратная магнитная проницаемость, по существу с точки зрения магнитных цепей почти такая же, как и магнитная проницаемость воздуха. Так, упомянутые ПМ характеризуются высокими значениями магнитной энергии $W_{M\max} = (200 \div 320)$ кДж/м³, остаточной индукции $B_r = 1,2 \div 1,4$ Тл, коэрцитивной силы по индукции $H_{cB} = 600 \div 1000$ кА/м, коэрцитивной силы по намагниченности $H_{cJ} = 700 \div 1500$ кА/м.

Ведущим в мире производителем ПМ является немецкая компания "Vacuumschmelze GmbH" (VAC), работающая в области разработки и производства специальных металлических материалов с исключительными физическими свойствами и их применения как в виде отдельных ПМ, так и готовых магнитных систем на их основе, учитывая требования потребителей. Кроме нее хорошие результаты по магнитным параметрам получены в АО НПО "Магнетон" (Россия), которое также является производителем ПМ и МС на их основе.

С точки технологичности ПМ (Nd-Fe-B) также имеют хорошие механические свойства. Используя мелкозернистый абразивный круг можно получить сегменты магнитного слоя любой конфигурации, причем, как показывают экспериментальные исследования, все параметры ПМ сохраняются благодаря превосходной температурной стабильности.

Необходимо также отметить и объемные характеристики данных ПМ. Так, при толщине ПМ $3 \cdot 10^{-3}$ м марки Нм28Ди4р, созданные в АО НПО "Магнетон" (Россия), размерами $20 \div 30 \cdot 10^{-3}$ м обеспечивают большие значения магнитной индукции. На рис.3 показано распределение магнитной индукции, полученное экспериментальным путем на многослойной физической модели, для различных значений рабочего зазора: 1 — $\delta = 8 \cdot 10^{-3}$ м; 2 — $\delta = 6 \cdot 10^{-3}$ м; 3 — $\delta = 4 \cdot 10^{-3}$ м; 4 — $\delta = 2 \cdot 10^{-3}$ м [8].

Как видно, использование ПМ Nd-Fe-B наряду с обеспечением больших значений магнитной индукции дает также высокий коэффициент заполнения рабочего пространства токовым слоем.

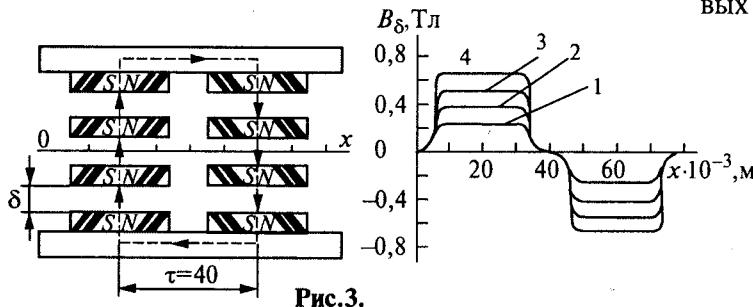


Рис.3.

Конструкция приведенных дисковых высокомоментных ЭД не предъявляет высоких требований к технологии производства, так как состоит из относительно простых деталей, позволяет автоматизировать процесс изготовления, допускает модульный принцип сборки, а также применение методов интегральной технологии.

При этом следует отметить, что создание дисковых высокомоментных ЭД с возбуждением от высококоэрцитивных ПМ Nd-Fe-B во многом определяется возможностью изготовления крупных модулей. Так, помимо определенной сложности при формировании переменнополюсной структуры дискового ротора, где присутствуют сильные магнитные поля, существует сложность при монтажно-сборочных работах, которая может привести к нарушению технологического процесса сборки и монтажа. Поэтому для производства крупных высокомоментных ЭД необходима разработка специального технологического процесса сборки и монтажа. Однако отмеченные трудности преодолимы. Более того, в процессе разработок конструкций ЭД могут быть найдены решения, которые позволят устранить возникающие трудности при сборке и монтаже ЭД.

Следует также отметить два способа осуществления вентиляции представленных конструкций высокомоментных ЭД.

Каждый диск ротора многослойной конструкции ЭД снабжается осевым вентилятором, который осуществляет вентиляцию статора в активной зоне. На рис.4 изображен фрагмент одного из роторных дисков, состоящего из осевого вентилятора 1, который надевается и закрепляется с помощью компаундного соединения и винтов (не показано) на дюралюминиевый диск 2, высокоэнергетических ПМ 3, установленных в этот же диск.

Второй способ заключается в возможности образования в зависимости от конструкции статора радиальных и аксиальных вентиляционных каналов с помощью увеличения расстояния между слоями обмотки управления, что значительно повышает эффективность теплоотвода от магнитопровода.

На рис.5 показан фрагмент магнитопровода статора 1, четыре аксиальных вентиляционных канала 2 между слоями обмотки управления 3.

Связь между главными параметрами дисковых высокомоментных ЭД: мощностью, частотой

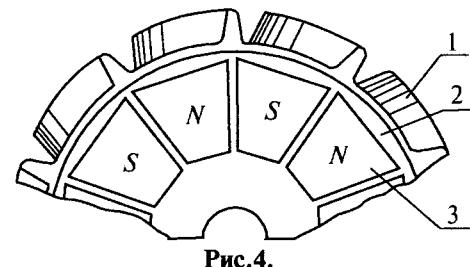


Рис.4.

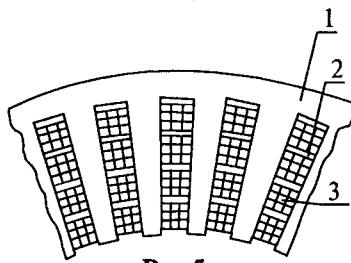


Рис.5.

вращения и основными электромагнитными нагрузками, ограничиваясь рассмотрением многослойной конструкции (рис.2), можно установить на основе следующих соотношений:

полюсное деление

$$\tau_s = \frac{\pi D_{cp}}{2p};$$

магнитный ток

$$\Phi_\delta = \alpha_\delta \tau_s l_\delta B_\delta = \alpha_\delta \frac{\pi D_{cp}}{2p} l_\delta B_\delta;$$

ток

$$I = \frac{\pi D_{cp}}{4mw} A_\delta;$$

частота

$$f = \frac{pn}{60},$$

где $D_{cp} = \frac{D_e + D_i}{2}$ — средний диаметр; D_e , D_i — соответственно внешний и внутренний диаметры активной поверхности; p — число полюсов; α_δ — коэффициент полюсного перекрытия; B_δ — индукция в рабочем зазоре; A_δ — линейная токовая нагрузка; m — число фаз; w — число витков; n — число оборотов в минуту.

Электромагнитная мощность одного модуля

$$P' = mEI = \frac{\pi^2 k_B k_0}{60} \alpha_\delta \frac{1}{8} (D_e + D_i)^2 (D_e - D_i) n A_\delta B_\delta,$$

где k_B — коэффициент формы кривой индукции; k_0 — обмоточный коэффициент.

Объем активной части V_a для дисковых ЭД на основе соотношения [9] равен

$$V_a = (D_e + D_i)^2 (D_e + D_i) = \frac{480 P'}{\pi^2 k_B k_0 \alpha_\delta n A_\delta B_\delta}.$$

Введя параметр

$$\epsilon = D_e / D_i,$$

согласно [10] можно воспользоваться представлением диаметров машины D_e , D_{cp} , D_i и длины активной части l_δ через V_a и систему коэффициентов k_e , k_{cp} , k_i , $k_{l\delta}$:

$$D_e = \epsilon [(\epsilon + 1)^2 (\epsilon - 1)]^{-1/3} V_a^{1/3} = k_e V_a^{1/3};$$

$$D_{cp} = \frac{1}{2} \left[\frac{(\epsilon + 1)}{(\epsilon - 1)} \right]^{1/3} V_a^{1/3} = k_{cp} V_a^{1/3};$$

$$D_i = [(\epsilon + 1)^2 (\epsilon - 1)]^{1/3} V_a^{1/3} = k_i V_a^{1/3};$$

$$l_\delta = \frac{1}{2} \left[\frac{(\epsilon - 1)^2}{(\epsilon + 1)^2} \right]^{1/3} V_a^{1/3} = k_{l\delta} V_a^{1/3}.$$

Для многослойных дисковых машин в предположении, что $l_\delta = sa_z$, где s — количество элементарных машин; a_z — аксиальный размер эле-

ментарной машины, суммарная мощность P дискового ЭД, занимающего объем V_a , будет в s раз больше:

$$P = sP'.$$

Выводы

1. Рассмотрены основные характерные особенности дисковых высокомоментных технологических ЭД.

2. Показана возможность повышения произведения AB_δ путем применения многослойных структур.

3. Представленная в работе многослойная конструкция ЭД позволяет обеспечить режим как шагового, так и непрерывного (автосинхронного) движения ротора, что делает ее перспективной для применения в непосредственном программно-управляемом электроприводе различных исполнительных механизмов и систем.

Список литературы

1. Адволовкин Н.П., Овчинников И.Е. Состояние и перспективы развития вентильных электродвигателей для станкостроения и робототехники//Бесколекторные регулируемые электрические машины: Л.: ВНИИ-электромаш, 1988. С. 5—19.

2. Адволовкин Н.П., Вдовиков А.Г., Выплавин Ю.И. и др. Унифицированная серия вентильных двигателей с постоянными магнитами ДВУ для станкостроения и робототехники // Электротехника. 1988. №2. С. 37—40.

3. Zhang Z., Profumo F., Tenconi A. Axial — flux versus radial — flux permanent — magnet motors // Electromotion. 1996. № 3. Р. 134—140.

4. Des moteurs discoïdes puissants mais "légers" // Industries et Techniques. December 1996. №777. Р.14.

5. Sakai K., Tabuchi V., Washizu T. Structure and characteristics of new high speed machines with two or three rotor discs // Conf. Record of the 1993 IEEE Industry Application Society IAS'93. Canada, October 2—8, 1993. Р. 19—26.

6. Афонин А.А., Белый П.Н., Фурсенко С.Л. Исследование реакции якоря в линейных магнитоэлектрических двигателях с управляемым токовым слоем // Техническая электродинамика. 1993. №1. С. 39—41.

7. Белый П.Н. Принципы построения дисковых магнитоэлектрических двигателей малой мощности // Изв. вузов. Электромеханика. 1997. №6. С. 18—20.

8. Афонин А.А., Белый П.Н., Фурсенко С.Л. Магнитное поле в системах с высококоэрцитивными постоянными магнитами // Техническая электродинамика. 1992. № 4. С.48—53.

9. Афонин А.А., Гребенников В.В., Фурсенко С.Л. Электромагнитные и геометрические соотношения в дисковых магнитоэлектрических двигателях // Регулируемые асинхронные двигатели. Киев: Ин-т электродинамики НАН Украины, 1998. С.247—259.

10. Игнатов В.А., Вильданов К.Я. Торцевые асинхронные электродвигатели интегрального изготовления. М.: Энергоатомиздат, 1988.

Белый Павел Николаевич — доцент кафедры "Электронные аппараты" Кременчугского государственного политехнического института. Закончил физико-технический факультет Харьковского государственного политехнического института по специальности "Инженерная электрофизика" в 1988 г. Защищил в 1996 г. кандидатскую диссертацию по теме "Магнитные системы и силовое взаимодействие в управляемых электрических двигателях с предельными показателями".

Определение диаметров вентиляторов электрических машин

КУХАРСКИЙ М.П.

Изложен метод определения диаметров вентиляторов наружного обдува в зависимости от класса малошумности, мощности и частоты вращения электрических машин.

При охлаждении электрических машин вентиляторами наружного обдува интенсивность теплоотдачи станины зависит от диаметра рабочего колеса в степени 1,5, а потребляемая вентилятором мощность — в пятой степени. В связи с этим при увеличении диаметра вентилятора с целью, скажем, интенсификации охлаждения, обязательно наступает момент, когда приращение количества тепла ΔP_B , выделяющегося в машине за счет работы укрепленного на валу вентилятора, становится равным или даже большим, чем количество отводимого от станины тепла ΔP_0 (рис.1). Диаметр вентилятора, при котором $\Delta P_B = \Delta P_0$, является предельным, так как его дальнейшее увеличение ведет к повышению перегрева обмотки и уровня вентиляционного шума, к снижению КПД и надежности машины. Вентиляторы с рабочими колесами предельного диаметра по определению оптимальны по энергетическим затратам и акустике. Они обеспечивают тот уровень шума, который имела машина, на которой проводились эксперименты.

На основе этих соображений в [1] аналитически выведена зависимость предельного диаметра D_n (м) от главных определяющих факторов:

$$D_n = K \left(\frac{P_2}{n^2 \eta} \right)^{0,2}, \quad (1)$$

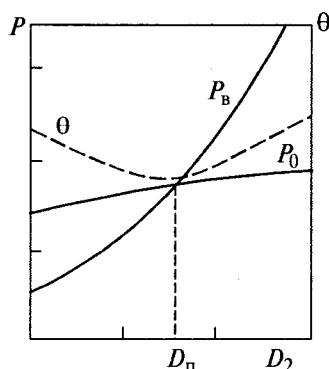


Рис.1. Характер изменения количества тепла P_B , выделяющегося в двигателе за счет работы вентилятора, количества отводимого вентилятором тепла P_0 и перегрева обмотки θ при увеличении диаметра вентилятора D_2

где P_2 — мощность двигателя, Вт; n — частота вращения ротора, об/мин; η — КПД двигателя; K — эмпирический коэффициент, значение которого зависит от класса малошумности и частоты вращения ротора.

Экспериментальное определение этого коэффициента первоначально проводилось на двух полюсных асинхронных двигателях серии АИР средней мощности. Эти двигатели имеют третий, повышенный класс малошумности. Вентиляторы для двигателей всех габаритов доводились путем постепенной подрезки выходных кромок лопаток (см. [1], рис.2). Кромки подрезались узкими полосками до тех пор, пока после очередной подрезки перегрев обмотки двигателя θ при номинальной нагрузке оставался неизменным или даже начинал снижаться. Это означает, что $\Delta P_B \approx \Delta P_0$, и вентилятор имеет предельный диаметр рабочего колеса D_n , оптимальный по мощности и по уровню шума. Зная D_n , нетрудно рассчитать коэффициент K :

$$K = \frac{D_n}{\left(\frac{P_2}{n^2 \eta} \right)^{0,2}}. \quad (2)$$

На рис.2 приведены данные о диаметрах вентиляторов D_2 и уровне вентиляционного шума L двух- и четырехполюсных двигателей серии АИР в зависимости от их мощности. В принятых на графике координатах все зависимости слабые, имеют одинаковый характер и почти параллельны друг другу.

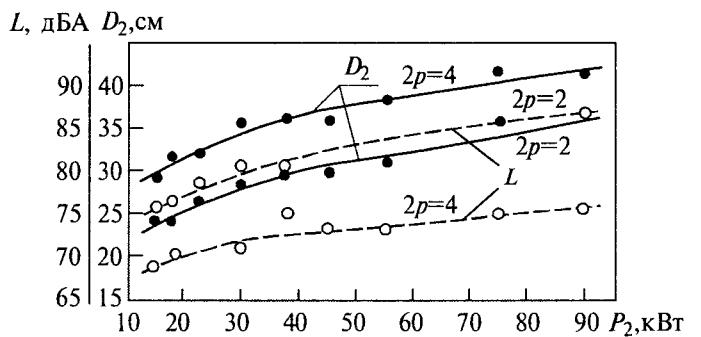


Рис.2. Зависимость диаметра вентилятора и уровня вентиляционного шума от мощности электродвигателей серии АИР средней мощности

Оказалось, что для всех двигателей серии, имеющих одинаковую полюсность коэффициент K одинаков. Для двухполюсных машин $K_2 = 0,887$, для четырехполюсных $K_4 = 1,27$. Разброс данных находится в пределах точности измерений. На рис.2 сплошными линиями показаны результаты расчетов предельных диаметров с этими коэффициентами. Как видно, результаты расчетов хорошо согласуются с результатами измерений.

Одноковый характер кривых $D_2 = f(P_2)$ и $D_2 = f(L)$ означает, что не только диаметры вентиляторов, но и уровни шума зависят от мощности двигателя в степени 0,2. Более того, кривые по диаметру и по шуму двухполюсных двигателей можно совместить, если к каждому значению предельного диаметра, выраженному в сантиметрах, прибавлять по 50 дБА. Например, диаметру $D_2 = 30$ см соответствует уровень шума $30+50=80$ дБА. Тогда кривую, изображающую уровень шума, можно описать так:

$$L_n = K \left(\frac{P_2}{n^2 \eta} \right)^{0,2} + 50, \text{ дБА.}$$

На графике (рис.2) она полностью совпадает с кривой $D_2 = f(P_2)$. Результаты расчетов по этой формуле с точностью до 1–2 дБА соответствуют результатам замеров. Правда, на четырехполюсных двигателях эта добавка не постоянна, меняется в пределах 40–36 дБА от младших габаритов к старшим.

Подобный анализ экспериментальных данных по двигателям серии 4А и АИС показал, что коэффициент K зависит от серии, в которую входит данный двигатель, от малошумности и полюсности двигателя, но всегда постоянен в пределах групп, выделенных по этим признакам. Иначе говоря, для всех двигателей одной серии, одного класса малошумности и одинаковой полюсности этот коэффициент одинаков (таблица).

Серия	Габариты		Класс мало- шумности	K	
	от	до		$p=2$	$p=4$
4А	160	250	1–2	1,00	1,25
АИР	160	250	3	0,887	1,27
АИС	160	200	4	0,815	1,10

Как видно из таблицы, чем совершенней очередная серия двигателей по электромеханическим параметрам и по шуму, тем меньше коэффициент K . С уменьшением частоты вращения вдвое коэффициент увеличивается на 25–40%. Структура формулы (1) для расчета диаметра рабочего колеса во всех случаях одинакова.

При использовании этого метода необходимо

иметь в виду, что он относится к тем типам центробежных вентиляторов, которые применяются на двигателях серий АИР, АИС и 4А средней мощности. Эти вентиляторы характеризуются следующими особенностями:

1. На многополюсных двигателях применялись вентиляторы с меридионально-ускоренным потоком, на двухполюсных машинах и крупных двигателях использовались вентиляторы полуосевого типа [2].

2. Вентиляторный кожух имел диаметр меньше диаметра оребрения станины и в месте перекрытия ребер кожухом ребра имели уменьшенную высоту [3].

3. Форма лопаток рабочего колеса и кожуха в проточной части определялась по линиям тока и эквипотенциальным линиям [4].

Такие вентиляторы обладают повышенным КПД порядка 0,3–0,45 и пониженным уровнем шума [4,5] и могут успешно работать на двигателях перспективных серий.

Приведенные на графике (рис.2) и в таблице данные позволяют легко ориентироваться при выборе диаметров вентиляторов для машин соответствующих классов по малошумности.

Пример расчета вентилятора.

Двигатель третьего класса по шуму, мощность $P_2 = 30$ кВт, частота вращения $n = 3000$ об/мин, КПД $\eta = 0,90$, $K = 0,887$.

По (1)

$$D_n = 0,887 \left(\frac{30000}{3000^2 \cdot 0,90} \right)^{0,2} = 0,288 \text{ м.}$$

Серийный двигатель АИР180М2У2 с подобными параметрами имеет вентилятор полуосевого типа диаметром $D_2 = 0,288$ м и уровень шума $L = 81$ дБА.

Список литературы

1. Кухарский М.П. Метод определения предельных диаметров вентиляторов наружного обдува//Электротехника. 1989. № 6.
2. Асинхронные двигатели общего применения/Под ред. В.М.Петрова и А.Э.Кравчика. М.: Энергия, 1980.
3. Кухарский М.П., Кривошеев Б.Н. Структура воздушного потока в межреберных каналах станин//Электротехника. 1991. № 5.
4. Кухарский М.П., Ковалев Ю.М. и др. Разработка малошумных вентиляторов наружного обдува//Электротехника. 1994. № 9–10.
5. Кухарский М.П., Носков В.А. Исследование и расчет вентиляторов наружного обдува//Электротехника. 1975. № 3.

Кухарский Май Петрович. В 1952 г. окончил Ленинградский горный институт. В 1966 г. защитил кандидатскую диссертацию по вентиляции гидрошахт. С 1968 г. работал во ВНИПТИЭМ в должности заведующего лабораторией вентиляции электрических машин.

Критерии неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора

СМИРНОВ Ю.В.

Предложена упрощенная методика определения среднеобъемного, среднеповерхностного и динамического критериев неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора электромашин переменного тока при использовании локальных значений теплофизических параметров в зонах наиболее нагрева и наименее нагрева поперечных сечений катушек.

Температурное поле в катушках обмоток статора электрических машин переменного тока имеет сложный характер и описывается неоднородными дифференциальными уравнениями, решение которых приводит к чрезвычайно громоздким и функционально сложным выражениям. В тоже время ограниченная точность задания исходных значений теплофизических параметров и граничных условий на поверхностях теплообмена ставят под сомнение целесообразность использования трудоемких вычислений и громоздких формул. Более приемлемыми при расчете температурного поля в катушках обмоток статора являются упрощенные методы. В частности, может быть использован принцип элементарной суперпозиции [1], на основе которого автором разработан метод учета неравномерности температурного поля в поперечных сечениях катушек статора [2].

Наиболее полно неравномерность температурного поля в катушках обмоток статора характеризуется среднеобъемным ψ_1 , среднеповерхностным ψ_2 и динамическим ψ_3 , критериями неравномерности:

$$\psi_1 = \frac{\tau_{oc}}{\tau_{mm}}; \quad (1)$$

$$\psi_2 = \frac{\tau_{nc}}{\tau_{mm}}; \quad (2)$$

$$\psi_3 = \frac{\Psi_2}{\Psi_1} = \frac{\tau_{nc}}{\tau_{oc}}, \quad (3)$$

где ψ_{oc} , ψ_{nc} и ψ_{mm} — среднеобъемное, среднеповерхностное и максимальное превышения температуры катушки.

Среднеобъемный критерий ψ_1 определяет тепловыделение и теплоемкость катушки, среднеповерхностный критерий ψ_2 характеризует теплоотдачу катушки, а динамический критерий ψ_3 — темп изменения температуры катушки при регулярном тепловом режиме. Автором в [3] предложен сравнительно простой и достаточно точный метод расчета критериев неравномерности температурного поля в катушках сосредоточенных обмоток электромагнитных устройств. Температурное поле в катушках рас-

пределено обмотки статора существенно отличается от температурного поля в сосредоточенных обмотках. Целью предлагаемого исследования является получение функционально простых и достаточно точных выражений для критериев неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора.

Характер температурного поля в катушках обмоток статора в значительной мере зависит от способа вентиляции: у электромашин малой и средней мощности, имеющих продольную систему вентиляции, наиболее нагревающие поперечные сечения катушек находятся в лобовой части катушек; в мощных электромашинах с радиальной системой вентиляции — в пазовой части катушек. Из опыта проектирования электромашин при заданной системе вентиляции в каждом конкретном случае известно местоположение наиболее нагретой катушки обмоток статора, в которой можно выделить наиболее нагретое и наименее нагретое поперечные сечения, в которых температурный градиент продольной составляющей температурного поля в катушке равен нулю. При анализе неравномерности температурного поля в катушке доста-

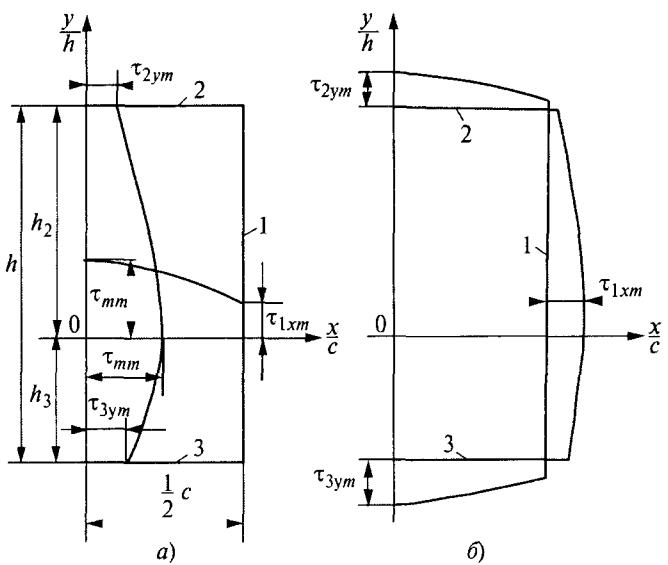


Рис.1

точно рассмотреть температурное поле на участке между наиболее нагретым и наименее нагретым поперечным сечениями. Вводим допущения, позволяющие использовать принцип элементарной суперпозиции: реальное трапецидальное поперечное сечение катушки заменяется эквивалентным по площади прямоугольным, интенсивность внутренних источников тепла считаем независящей от температуры и равномерной по поперечному сечению катушки, теплопроводность катушки характеризуем эквивалентными коэффициентами теплопроводности по осям температурного поля. Благодаря одинаковым условиям теплообмена катушки с зубцами пакета статора в пазовой области и одинаковыми условиями теплообмена между соседними катушками в лобовой области обмотки статора можно считать температурное поле в любом поперечном сечении катушки симметричным относительно радиальной оси и рассматривать температурное поле в пределах половины ширины катушки. В соответствии с методикой, предложенной в [2], на рис.1 для наиболее нагретого поперечного сечения катушки показаны поперечная по оси x/c и продольная по оси y/h составляющие температурного поля (рис.1,*a*), а также распределение превышения температуры на граничных поверхностях 1, 2 и 3 (рис.1,*b*). В [2] введен критерий неравномерности температурного поля в поперечном сечении катушки, который для наиболее нагретого поперечного сечения имеет вид:

$$\Psi_{1m} = \frac{\tau_{cm}}{\tau_{mm}}, \quad (4)$$

где τ_{cm} — среднее значение превышения температуры в наиболее нагретом поперечном сечении катушки.

Картина температурного поля в наименее нагретом поперечном сечении катушки идентична представленной на рис.1, а критерий неравномерности температурного поля в наименее нагретом поперечном сечении катушки по аналогии с (4) равен

$$\Psi_{1n} = \frac{\tau_{c,n}}{\tau_{mn}}, \quad (5)$$

где τ_{mn} и $\tau_{c,n}$ — максимальное и среднее превышения температуры в наименее нагретом поперечном сечении катушки.

В соответствии с [2] обобщенный критерий Ψ_{1mn} определяется выражением:

$$\Psi_{1mn} = \left(1 - \frac{1}{3} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{1mn}}} \right) \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\frac{h_2}{h}}{1 + \frac{2}{Bi_{2mn}}} + \frac{\frac{h_3}{h}}{1 + \frac{2}{Bi_{3mn}}} \right) \right], \quad (6)$$

где

$$\frac{h_2}{h} = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{1 + 2/Bi_{2mn}}{1 + 2/Bi_{3mn}}}}; \quad (7)$$

$$\frac{h_3}{h} = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{1 + 2/Bi_{3mn}}{1 + 2/Bi_{2mn}}}}; \quad (8)$$

Bi_{1m} , Bi_{2m} , Bi_{3m} — значения критерия Био на граничных поверхностях 1, 2 и 3 наиболее нагретого поперечного сечения катушки; Bi_{1n} , Bi_{2n} , Bi_{3n} — значения критерия Био на граничных поверхностях 1, 2 и 3 наименее нагретого поперечного сечения катушки; h — высота катушки; h_2 , h_3 — расстояние между осью x/c и граничными поверхностями 2 и 3.

Среднее значение превышения температуры по периметру наиболее нагретого поперечного сечения катушки (рис.1,*b*)

$$\begin{aligned} \tau_{nm} = & \frac{\xi}{1 + \xi} \tau_{1xm} \int_{\frac{h_3}{h}}^{\frac{h_2}{h}} \left[1 - \frac{\left(\frac{y}{h} \right)^2}{\left(\frac{h_{2,3}}{h} \right)^2 \left(1 + \frac{2}{Bi_{2,3m}} \right)} \right] d\left(\frac{y}{h} \right) + \\ & + \frac{1}{1 + \xi} \tau_{2,3ym} \int_0^{\frac{1}{2}} \left[1 - \frac{4 \left(\frac{x}{c} \right)^2}{1 + \frac{2}{Bi_{1m}}} \right] d\left(\frac{x}{c} \right). \end{aligned} \quad (9)$$

Здесь $\xi = \frac{h}{c}$; c — ширина катушки;

$$\Psi_{1xm} = \frac{\tau_{mm}}{1 + \frac{1}{2} Bi_{1m}}; \quad (10)$$

$$\Psi_{2,3ym} = \frac{\tau_{mm}}{1 + \frac{1}{2} Bi_{2,3m}}. \quad (11)$$

Аналогичные (9)–(11) выражения τ_{nn} , τ_{1xn} и $\tau_{2,3yn}$ для наименее нагретого поперечного сечения катушки отличаются от указанных выражений значениями критерия Био Bi_{1n} и $Bi_{2,3n}$, а также максимальным превышением температуры τ_{mn} . Введем дополнительно критерий неравномерности температурного поля, характеризующий теплоотдачу в зоне наибольшего и наименьшего поперечных сечений катушки:

$$\Psi_{2mn} = \frac{\tau_{nn}}{\tau_{mm}}. \quad (12)$$

Интегрируя (9) с учетом (10) и (11), для

критерия ψ_{2mH} получаем:

$$\begin{aligned} \psi_{2mH} = & \frac{1}{1+\xi} \times \\ & \times \left\{ \frac{\xi}{1+\frac{1}{2}Bi_{1mH}} \left[1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\frac{h_2}{h}}{1+\frac{2}{Bi_{2mH}}} + \frac{\frac{h_3}{h}}{1+\frac{2}{Bi_{3mH}}} \right) \right] + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{Bi_{1mH}} \right) \left(\frac{1}{1+\frac{1}{2}Bi_{2mH}} + \frac{1}{1+\frac{1}{2}Bi_{3mH}} \right) \right\}. \quad (13) \end{aligned}$$

Выражения (6) и (13) позволяют рассчитать функции $\psi_{1mH}(Bi_{1mH}, Bi_{2mH}, Bi_{3mH})$ и $\psi_{2mH}(Bi_{1mH}, Bi_{2mH}, Bi_{3mH})$, в которых Bi_{1mH} характеризует преимущественно габарит электрической машины, а Bi_{2mH} и Bi_{3mH} — систему ее вентиляции. Поэтому можно для различных значений Bi_{1mH} построить критериальные зависимости $\psi_{1mH}(Bi_{2mH}, Bi_{3mH})$ и $\psi_{2mH}(Bi_{2mH}, Bi_{3mH})$ в предельных диапазонах взаимосвязанных критериев Bi_{2mH} и Bi_{3mH} , соответствующих предельному диапазону изменения положения поперечной оси температурного

поля $0 \leq \frac{h_2}{h} \leq 1$, $1 \geq \frac{h_3}{h} \geq 0$. Необходимо учесть, что тепловой режим катушки статора при $Bi_2=0$, $h_2/h=0$, $h_3/h=1$ является чисто теоретическим, а тепловой режим катушки при $Bi_3 \approx 0$, $h_2/h \approx 1$, $h_3/h \approx 0$ — предельным для микромашин. Расчеты по выражению (6) показали [2], что среднеобъемный критерий неравномерности температурного поля в поперечном сечении катушки $\psi_{1mH} \approx \text{const}$ для заданного значения Bi_{1mH} в пределах изменения теплового режима в зоне

$$0,35 \leq \frac{h_2}{h} \leq 0,65, \quad 0,65 \geq \frac{h_3}{h} \geq 0,35, \quad \text{которая включает в себя абсолютное}$$

большинство реальных тепловых режимов. В свою очередь, как показали расчеты по выражению (13), среднеповерхностный критерий неравномерности температурного поля в поперечном сечении катушки $\psi_{2mH} \approx \text{const}$ при заданном значении Bi_{1mH} во всем предельном диапазоне изменения тепловых режимов

$$\left(0 \leq \frac{h_2}{h} \leq 1, \quad 1 \geq \frac{h_3}{h} \geq 0 \right). \quad \text{Сле-}$$

довательно, неравномерность температурного поля в поперечном сечении катушки можно характеризовать средними значениями критериев ψ_{1mH} и ψ_{2mH} при $Bi_{2mH}^* = Bi_{3mH}^* = Bi_{1mH}$, $h_2/h = h_3/h = 0,5$, которые в соответствии с (6) и (13) равны:

$$\psi_{1mH}^* \approx \left(1 - \frac{1}{3} \frac{1}{1+\frac{2}{Bi_{1mH}}} \right) \left(1 - \frac{1}{3} \frac{1}{1+\frac{2}{Bi_{2mH}^*}} \right); \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \psi_{2mH}^* \approx & \frac{1}{1+\xi} \left[\frac{\xi}{1+\frac{1}{2}Bi_{1mH}} \left(1 - \frac{2}{3} \frac{1}{1+\frac{2}{Bi_{2mH}^*}} \right) + \right. \\ & \left. + \frac{\frac{1}{3} + \frac{1}{Bi_{1mH}}}{\left(1 + \frac{2}{Bi_{1mH}} \right) \left(1 + \frac{1}{2}Bi_{2mH}^* \right)} \right]. \quad (15) \end{aligned}$$

На рис.2 представлены рассчитанная по выражению (14) критериальная зависимость $\psi_{1mH}^*(Bi_{2mH}^*)$ (рис.2, а) и рассчитанные по выражению (15) критериальные зависимости $\psi_{2mH}^*(Bi_{2mH}^*)$ при $\xi = 1$ (рис.2, б) и $\xi = 2$ (рис.2, в), причем сплошными линиями показаны реальные зоны этих зависимостей. Графики рис.2 подтверждают, что неравномерность температурного поля в катушках обмоток статора повышается с увеличением габарита электромашины и повышением интенсивности охлаждения обмоток. В тоже время увеличение ξ приводит к небольшому снижению неравномерности температурного поля в катушке.

Определение критериев неравномерности

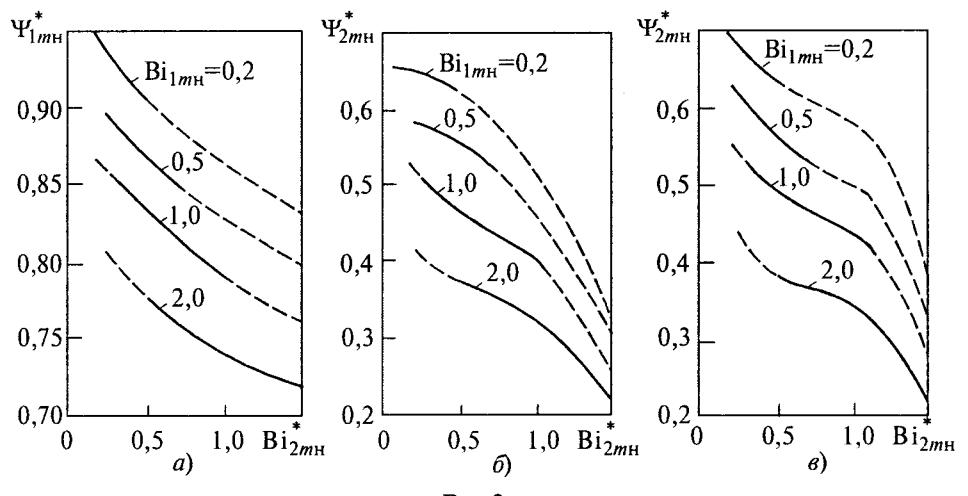


Рис.2

температурного поля в катушках обмоток статора по выражениям (1)–(3) затрудняется сложностью расчета трехмерного температурного поля в катушках. Причем даже использование наиболее компактного метода, основанного на принципе элементарной суперпозиции [1], приводит к чрезвычайно громоздким выражениям. В то же время, как показано выше, двухмерное температурное поле в поперечных сечениях катушки рассчитывается достаточно просто, а полученные выражения для критериев неравномерности температурного поля в поперечных сечениях наглядны и функционально просты. Поэтому для определения критериев ψ_1 , ψ_2 и ψ_3 целесообразно использовать упрощенную методику с использованием выражений для критериев ψ_{1m}^* и ψ_{2m}^* . Рассмотрим такую методику на примере катушек обмоток статора наиболее массовых электрических машин с продольной вентиляцией. На рис.3 показаны характерные кривые изменения превышений температуры катушки в пределах половины длины среднего витка катушки l_c с учетом неодинаковости значений температур крайних точек указанного участка катушки соответственно со стороны вентилятора и противоположной ему стороны. Исходя из кривой изменения максимального превышения температуры по продольной оси $\tau_m(z)$ для среднего значения этой величины имеем:

$$\tau_{mc} = \frac{1}{2} K_h (\tau_{mm} + \tau_{mh}), \quad (16)$$

где $K_h = 1,05 \div 1,10$ — коэффициент, учитывающий несимметрию функции $\tau_m(z)$.

С учетом того, что картины температурного поля во всех поперечных сечениях катушки идентичны, можно считать, что соответствующие зависимости среднего по площади поперечного сечения превышения температуры $\tau_0(z)$, среднего по периметру поперечного сечения превышения температуры $\tau_n(z)$ идентичны зависимостям $\tau_m(z)$.

Тогда по аналогии с (16) для среднеобъемного и среднеповерхностного превышений температуры катушки имеем:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} K_h (\tau_{0m} + \tau_{0n}); \quad (17)$$

$$\tau_{nc} = \frac{1}{2} K_h (\tau_{nm} + \tau_{nh}), \quad (18)$$

где τ_{0m} и τ_{0n} — значения в наиболее нагретом и наименее нагретом поперечных сечениях катушки; τ_{nm} , τ_{nh} — значения в наиболее нагретом и наименее нагретом поперечных сечениях катушки.

Из (1) и (2) с учетом (17) и (18) получим:

$$\psi_1 = \frac{1}{2} K_h \left(\psi_{1m} + \psi_{1n} \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}} \right) \approx \frac{1}{2} K_h \left(\psi_{1m}^* + \psi_{1n}^* \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}} \right); \quad (19)$$

$$\psi_2 = \frac{1}{2} K_h \left(\psi_{2m} + \psi_{2n} \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}} \right) \approx \frac{1}{2} K_h \left(\psi_{2m}^* + \psi_{2n}^* \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}} \right), \quad (20)$$

а из (3) с учетом (19) и (20) найдем:

$$\psi_3 = \frac{\psi_{1m}^* + \psi_{1n}^* \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}}}{\psi_{2m}^* + \psi_{2n}^* \frac{\tau_{mh}}{\tau_{mm}}}. \quad (21)$$

Учет критериев неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора электромашин переменного тока по выражениям (19), (20) и (21), обусловливая существенное повышение точности теплового расчета электромашин, базируется на научно обоснованном принципе элементарной суперпозиции. Проведенное [2] сопоставление расчета по предлагаемому методу и точного расчета температурного поля в поперечном сечении катушки показало, что предлагаемый метод обеспечивает минимальную погрешность для превышения температуры на теплоотдающих поверхностях катушки и дает практически точный результат для превышения температуры внутри катушки. Предлагаемый в данной работе учет критериев неравномерности температурного поля дополняет общепринятый тепловой расчет электромашин по методу эквивалентных тепловых схем, в соответствии с которым электромаши-

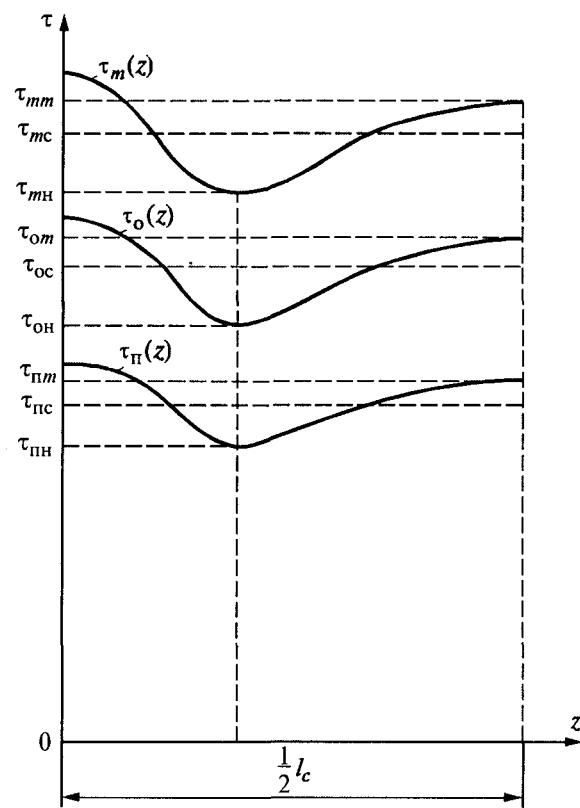


Рис.3.

ну разделяют на однородные элементы с внутренними источниками тепла, связанными между собой тепловыми проводимостями. При данной методике катушки обмоток статора являются наиболее ответственными элементами в общей тепловой схеме замещения электрической машины. Решение системы уравнений по методу эквивалентных тепловых схем позволяет найти граничные условия на поверхностях теплообмена катушек, что, в свою очередь, обеспечивает достаточно точный расчет температурного поля в катушках.

Выражения (19)–(21) позволяют рассчитать критерии неравномерности температурного поля по локальным теплофизическими параметрам катушки в зонах наиболее нагретого и наименее нагретого поперечных сечений катушки, что существенно упрощает задачу. Расчет коэффициентов теплоотдачи обмоточного пространства катушки при заданном значении коэффициента заполнения с достаточной степенью точности может быть выполнен по [4]. Точность определения коэффициентов теплоотдачи катушки в зонах наиболее нагретого и наименее нагретого поперечных сечений катушки зависит от точности вентиляционного расчета.

Предложенная методика определения кrite-

риев неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора может быть применена и в мощных электромашинах с радиальной системой вентиляции. Введение в тепло-вентиляционный расчет электрических машин критериев неравномерности температурного поля в катушках обмоток статора позволяет существенно повысить его точность, что особенно важно для специализированных электромашин с предельными электромагнитными и тепловыми нагрузками.

Список литературы

1. Пехович А.И., Жидких В.М. Расчеты теплового режима твердых тел. М.: Энергия, 1968.
2. Смирнов Ю.В. Учет неравномерности температурного поля в поперечных сечениях катушек обмоток статора//Электротехника. 1998. № 10. С. 40–46.
3. Смирнов Ю.В. Критерии неравномерности температурного поля в катушках электромагнитных устройств//Электротехника. 1975. № 11. С.41–45.
4. Смирнов Ю.В. Расчет коэффициентов теплопроводности обмоток статора асинхронных двигателей//Электричество. 1998. № 1. С.64–67.

Смирнов Юрий Васильевич — доцент Московского государственного индустриального университета, кандидат техн. наук.

Стабилизация напряжения автономного асинхронного генератора путем использования электроприемников с индивидуальными конденсаторами

ДЖЕНДУБАЕВ А.З.Р.

Известно, что при прочих равных условиях наилучшими массогабаритными показателями обладает асинхронная машина, однако использование этой машины в генераторном режиме сдерживалось в основном значительной массой конденсаторов возбуждения и сложностью стабилизации напряжения.

В настоящее время созданы высокоеффективные пленочные конденсаторы типа К78-17. При использовании этих конденсаторов, масса автономного асинхронного генератора (ААГ) получается меньше массы синхронного генератора (СГ), даже при частоте 50 Гц [1]. В качестве примера сравним массогабаритные показатели и стоимость синхронного генератора ГАБ и ААГ, выполненного на базе асинхронного двигателя АИР80В2, при мощности нагрузки 2 кВт и $\cos\phi_{нагр} = 0,8$. Сделаем допущение, что коэффициент мощности в двигательном режиме равен коэффициенту мощности в генераторном режиме. Тогда емкость конденсаторов возбуж-

дения, соединенных в треугольник:

$$C = P_n(\operatorname{tg}\phi + \operatorname{tg}\phi_{нагр})/(2\pi f_1 m_1 U^2) = \\ = 2,2(0,751+0,5466)/(2\pi \cdot 50 \cdot 3 \cdot 380^2) = 21 \text{ мкФ.}$$

При использовании трех конденсаторов серии К78-17 с номинальным напряжением 450 В и емкостью 25 мкФ суммарная масса составит 0,48 кг. Как видно из таблицы, наряду с хорошими массогабаритными показателями, основным преимуществом ААГ является его низкая стоимость. Технические характеристики генераторов взяты из [2,3]. Цены генераторов и кон-

Тип генератора	Мощность, кВт	Частота вращения, об/мин	Масса и стоимость, кг (руб.)	
			генератора	конденсаторов
ГАБ-2-Т/230-М1	2	3000	37 (5600)	—
АИР80В2	2,2	3000	13,2 (1930)	0,48 (210)

денсаторов указаны по состоянию на 1 декабря 2000 г.

Что касается стабилизации напряжения ААГ, то вопрос остается открытым, поскольку системы стабилизации напряжения СГ и по сей день более эффективны и просты.

В данной статье предлагается решить эту проблему для частного случая, когда мощность, подключаемых электроприемников и их коэффициенты мощности не изменяются во времени. Такой случай, например, имеет место в автономных системах с осветительной нагрузкой.

Предлагаемое решение может быть использовано в ветроэнергетических установках, в малых ГЭС, в системах электроснабжения автономных объектов, в передвижных электростанциях.

Известно, что при постоянной частоте вращения ротора стабилизация напряжения ААГ достигается [4-6]:

- компаундированием возбуждения;
- подмагничиванием спинки статора генератора;
- изменением напряжения на конденсаторах;
- применением феррорезонансного стабилизатора напряжения;
- использованием управляемых дросселей насыщения;
- применением варикондов;
- ступенчатым изменением емкости шунтирующих конденсаторов.

С точки зрения нагрузки перечисленные способы (кроме компаундирования) являются универсальными, так как они позволяют стабилизировать напряжение при изменении (в определенном диапазоне) значения и характера нагрузки. При подключении к ААГ электроприемников с неизменными во времени единичной мощностью и коэффициентом мощности такие способы стабилизации, по мнению автора, являются избыточными.

В этом случае можно использовать следующий способ, который основан на том, что каждый электроприемник, подключаемый к ААГ, имеет индивидуальный (встроенный в электроприемник) конденсатор, емкость которого позволяет скомпенсировать снижение напряжения, связанное с подключением этого электроприемника.

В системах электроснабжения напряжение поддерживают в определенном диапазоне, обычно $\pm 5\%$ от номинального значения. С учетом этого можно использовать ААГ, электрическая схема которого показана на рис.1.

Приводной двигатель 1 (ветродвигатель, турбина ГЭС, ДВС, дизель и т.д.) с постоянной частотой вращает ротор ААГ 2. Емкость батареи 3 выбирают таким образом, чтобы обеспечить самовозбуждение генератора в режиме хо-

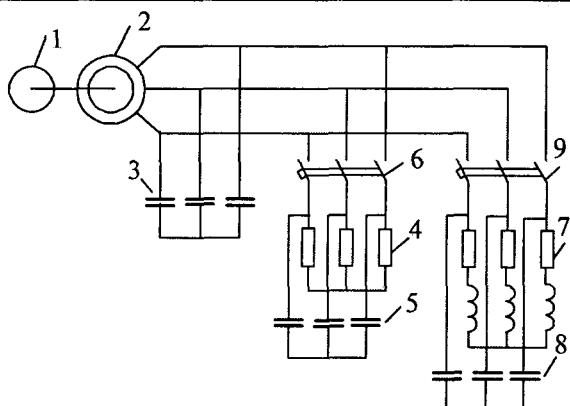


Рис.1.

лостого хода. Электроприемник 4 ($\cos \varphi_{\text{нагр}} = 1$) скомпенсирован с помощью индивидуального конденсатора 5. Электроприемник 4 и конденсатор 5 подключают к генератору с помощью коммутационного устройства 6. Следующий электроприемник 7 ($\cos \varphi_{\text{нагр}} < 1$, активно-индуктивный), скомпенсированный индивидуальным конденсатором 8, подключают к ААГ с помощью коммутационного устройства 9. Токи, протекающие через коммутационные устройства 6, 9, опережают по фазе напряжение ААГ, т.е. все электроприемники, подключаемые к ААГ 2, скомпенсированы таким образом, что представляют для генератора активно-емкостную нагрузку. Поскольку автономные электроэнергетические системы имеют конечное число электроприемников, то степень компенсации каждого электроприемника можно легко рассчитать и согласовать с параметрами генератора и сети таким образом, чтобы включение любого из электроприемников не вызывало изменения напряжения выше допустимых пределов ($\pm 5\%$). Следует отметить, что пусковые токи электроприемников могут привести к значительному пропаданию напряжения, а при большой, относительно ААГ, мощности электроприемника возможна потеря возбуждения, т.е. в каждом конкретном случае необходимо проводить расчет, не только статических, но и динамических режимов.

В данной статье рассмотрим только статические режимы ААГ. Для этого воспользуемся схемой замещения генератора (без учета потерь в стали), которая представлена на рис.2. Актив-

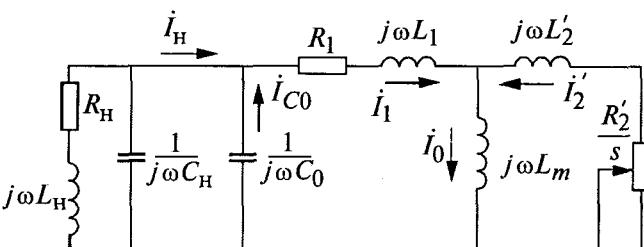


Рис.2.

ным и реактивным сопротивлением сети пренебрегаем и учитываем только параметры нагрузки и ААГ.

Схеме замещения ААГ соответствует следующая система нелинейных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} Z_{\text{h}} \dot{I}_{\text{h}} &= j\omega L_m \dot{I}_0 - Z_1 \dot{I}_1; \\ 0 &= j\omega L_m \dot{I}_0 - Z_2 \dot{I}'_2; \\ \dot{I}_0 &= \dot{I}_1 + \dot{I}'_2; \quad \dot{I}_1 = \dot{I}_{\text{h}} + \dot{I}_{C_0}; \\ \dot{U}_{\text{h}} &= Z_{\text{h}} \dot{I}_{\text{h}} = \frac{1}{j\omega C_0} \dot{I}_{C_0}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\text{где } Z_{\text{h}} = \frac{(R_{\text{h}} + j\omega L_{\text{h}}) \left(\frac{1}{j\omega C_{\text{h}}} \right)}{R_{\text{h}} + j\omega L_{\text{h}} + \frac{1}{j\omega C_{\text{h}}}} - \text{сопротивление}$$

нагрузки с учетом индивидуального конденсатора; $Z_1 = R_1 + j\omega L_1$ — полное сопротивление обмотки статора; $Z'_2 = \frac{R'_2}{s} + j\omega L'_2$ — приведенное сопротивление обмотки ротора; $j\omega L_m$ — сопротивление намагничивающего контура; s — скольжение; \dot{I}_{h} — ток нагрузки; C_{h} — емкость индивидуального конденсатора; C_0 — емкость конденсатора, который обеспечивает самовозбуждение и работу ААГ на холостом ходу.

Систему (1) необходимо дополнить выражением, которое аппроксимирует кривую намагничивания. Хорошие результаты дает формула Фрелиха, которая после соответствующих преобразований примет следующий вид [7]:

$$L_m = \frac{1}{a + b I_0}, \quad (2)$$

где a, b — коэффициенты аппроксимации.

Для решения системы (1) воспользуемся стандартной подпрограммой из библиотеки Numerical Recipes, которая входит в состав Fortran PowerStation 4.0. В качестве неизвестных примем токи и частоту генерируемых колебаний, т.е. $x_1 = \text{Re}(\dot{I}_1)$, $x_2 = \omega$, $x_3 = \text{Re}(\dot{I}_2)$, $x_4 = \text{Im}(\dot{I}_2)$, причем $\text{Im}(\dot{I}_1) = 0$. Использование ω в качестве неизвестной позволяет учесть изменение параметров ААГ под действием нагрузки. Решение системы (1) хорошо сходится, если начальные значения переменных предварительно грубо рассчитать для режима холостого хода.

На рис.3 представлены результаты расчета внешних характеристик ААГ. В качестве генератора использовалась асинхронная машина типа 4AM100L6УЗ. Параметры генератора, которые были определены из опытов холостого хода,

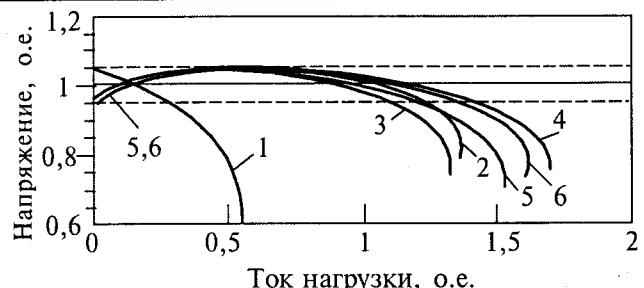


Рис.3.

короткого замыкания, а так же из опыта с удаленным ротором [8], в относительных единицах равны следующим значениям: $R_1 = 0,057$, $R'_2 = 0,067$; $L_1 = 0,085$; $L'_2 = 0,097$. Коэффициенты аппроксимации кривой намагничивания: $a = 0,32$; $b = 0,71$. При подключении к генератору электроприемников без индивидуальных конденсаторов с $\cos \phi_{\text{нагр}} = 1$ внешняя характеристика получается мягкой (кривая 1 на рис.3). Для возбуждения генератора использовалась конденсаторная батарея емкостью $C_0 = 0,81$ о.е. При подключении таких же электроприемников, но с индивидуальными конденсаторами ($\cos \phi = 0,81$, активно-емкостной), внешняя характеристика получается жесткой (кривая 2 на рис.3), а напряжение достаточно стабильным. Для возбуждения генератора использовалась конденсаторная батарея емкостью $C_0 = 0,73$. При подключении электроприемников с $\cos \phi_{\text{нагр}} = 0,7$ (активно-индуктивный), но скомпенсированных с помощью индивидуальных конденсаторов до $\cos \phi = 0,81$ (активно-емкостной), внешняя характеристика генератора остается жесткой (кривая 3 на рис.3). Расхождение между кривыми 2 и 3 объясняется тем, что с ростом нагрузки уменьшается частота напряжения, что в свою очередь ведет к изменению параметров нагрузки (уменьшается степень компенсации). Естественно, что при использовании вместо ААГ синхронного генератора эти кривые совпадут. Уменьшение активного сопротивления ротора ведет к ослаблению влияния нагрузки на изменение частоты напряжения. В этом случае степень компенсации электроприемников можно уменьшить. Внешняя характеристика, соответствующая $R'_2 = 0,01$ и активно-индуктивной нагрузке ($\cos \phi_{\text{нагр}} = 0,7$), скомпенсированной до $\cos \phi = 0,92$ (активно-емкостной), показана на рис.3 в виде кривой 4.

Следует отметить, что предлагаемый способ позволяет стабилизировать напряжение и в том случае, когда частота вращения приводного двигателя ω_p изменяется под действием актив-

ной составляющей нагрузки P_2 . Для учета этого фактора, уравнения (1) и (2) необходимо дополнить зависимостью $\omega_p = f(P_2)$. Предположим, что эта зависимость линейна, и ее можно представить в виде:

$$\omega_p = \omega_0 - k_{\omega} P_2, \quad (3)$$

где ω_0 — частота вращения приводного двигателя при отсутствии нагрузки; k_{ω} — коэффициент пропорциональности.

В бензоэлектрических агрегатах с синхронными генераторами типа ГАБ разность между наибольшей и наименьшей частотами тока при изменении нагрузки от холостого хода до номинальной не превышает 2 Гц [2], т.е. $k_{\omega} = 0,04$ о.е. Результаты расчета внешних характеристик ААГ с учетом (3) при $k_{\omega} = 0,04$, $\omega_0 = 1,02$ и $C_0 = 0,69$ представлены на рис.3 в виде кривых 5, 6. Кривая 5 получена при подключении электроприемников с $\cos \phi_{\text{нагр}} = 0,7$ (активно-индуктивный) скомпенсированных с помощью индивидуальных конденсаторов до $\cos \phi = 0,71$ (активно-емкостной). В данном случае степень компенсации, т.е. емкость индивидуальных конденсаторов, получается несколько больше по сравнению с режимом, когда частота вращения ротора неизменна. Это связано с тем, что с ростом нагрузки частота напряжения уменьшается не только в связи с увеличением скольжения, но и из-за уменьшения частоты вращения приводного двигателя. В случае жестких требований к частоте напряжения необходимо уменьшать сопротивление ротора. Внешняя характеристика 6 на рис.3 получена при $R'_2 = 0,01$, когда нагрузка с $\cos \phi_{\text{нагр}} = 0,7$ скомпенсирована до $\cos \phi = 0,835$ (активно-емкостной). Проведенные экспериментальные исследования ААГ показали удовлетворительную сходимость с расчетом.

Таким образом, предложенный способ позволяет стабилизировать напряжение в диапазоне $(1 \pm 0,05) U_n$ (кривые 2-6 на рис.3) путем подбора емкости индивидуальных конденсато-

ров, встраиваемых в электроприемники. При уменьшении активного сопротивления ротора улучшаются внешние характеристики ААГ, более стабильной становится частота напряжения и снижается степень компенсации нагрузки, что в свою очередь ведет к уменьшению емкости индивидуальных конденсаторов.

С технической точки зрения изготовление электроприемников с индивидуальными конденсаторами, по мнению автора, не встретит особых трудностей, как не встречает трудностей изготовление люминесцентных светильников с индивидуальными конденсаторами или создание специальных электроприемников для специфических климатических или иных условий. Следует отметить, что предлагаемый способ стабилизации напряжения позволяет получить экономический эффект, так как по сравнению с другими способами для его осуществления нет необходимости использовать дополнительное оборудование (трансформаторы, полупроводниковые устройства, дроссели насыщения, датчики тока, напряжения и т.д.) или изменять конструкцию ААГ.

Список литературы

1. Джендубаев А-З.Р. Об удельной массе асинхронных генераторов с возбуждением от конденсаторов типа К78-17//Электротехника. 1995. №1. С.13-14.
2. Справочник по электрическим машинам//Под общ. ред. И.П.Копылова и Б.К.Клокова. Т.1. М.: Энергоатомиздат, 1988.
3. Кравчик А.Э., Стрельбицкий Э.К., Шлаф М.М. Выбор и применение асинхронных двигателей. М.: Энергоатомиздат, 1987.
4. Торопцев Н.Д. Авиационные асинхронные генераторы. М.: Транспорт 1970.
5. Торопцев Н.Д. Асинхронные генераторы автономных систем. М.: Знак, 1998.
6. Балагуров В.А, Галтеев Ф.Ф. Электрические генераторы с постоянными магнитами. М.: Энергоатомиздат, 1988.
7. Постников И.М., Новиков А.В., Прокофьев Ю.А. и др. Теория и методы расчета асинхронных турбогенераторов. Киев: Наукова думка, 1977.
8. Жерве Г.К. Промышленные испытания электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1984.

Журнал “Электротехника” переводится на английский язык и выходит в США в издательстве “ALLERTON PRESS, INC” в полном объеме. Российское авторское общество (РАО) выплачивает гонорар авторам статей, опубликованных в журнале.

Справки по тел.: 203-35-33.

ЭЛЕКТРОПРИВОД

Самозапуск электроприводов насосных станций оросительных систем

ХАШИМОВ А.А., АБИДОВ К.Г.

Рассмотрены переходные процессы в режимах выбега при потере насосом привода, а также самозапуск асинхронного электропривода насосной установки. С целью повышения технико-эксплуатационных показателей мелиоративных насосных станций обоснована необходимость применения режима самозапуска электроприводов насосных установок.

Известно, что многие высокорасположенные массивы орошаются за счет воды, подаваемой насосными станциями малой, средней и большой мощности. Последние годы в республиках Средней Азии, особенно в Узбекистане, сооружено большое количество мелиоративных насосных станций и каскадных насосных станций. В настоящее время в эксплуатации находятся более 1300 насосных станций и более 900 скважин вертикального дренажа, работающих на орошение, в том числе крупные насосные станции Каршинского магистрального канала с насосными станциями производительностью 200 м³/с каждая, Хамза-2 (150 м³/с), Кизил-Тепа (150 м³/с), Аму-Занг-1 (37,2 м³/с), Аму-Занг-2 (36 м³/с) и др. Наряду с крупными эксплуатируется много средних и мелких насосных станций.

В самом Узбекистане с помощью насосных станций орошаются около 2 млн. га земель с потреблением 8 млрд.кВт·ч электроэнергии, что составляет около 17% от электроэнергии, выработанной в республике за один год.

Характерной особенностью электроснабжения насосных станций, расположенных в основном в сельской местности, является относительно частое возникновение кратковременных перерывов питания из-за короткого замыкания или глубокой посадки напряжения в энергосистеме. При этом все двигатели автоматически отключаются при помощи защиты, задвижки не успевают закрыться и насосные установки работают в угонном режиме. Это отрицательно влияет на отдельные узлы агрегата, выходят из строя сальниковые набивки, расслабляются крепежные узлы и др. Вследствие таких "погашений" напряжения на линии насосной станции некоторые насосные установки останавливаются на 2–3 дня для ремонта, что требует дополнительных затрат. В связи с этим использование режима самозапуска в мелиоративных насосных станциях также является важной проблемой.

На насосных станциях обычно применяются синхронные и асинхронные короткозамкнутые

и с фазным ротором электродвигатели. Для водоподъемных насосных станций завод "Уралэлектротяжмаш" выпускает специальные синхронные и асинхронные двигатели серии ВСДН и ВДС 260 – ВДС 375. Краткие технические характеристики электродвигателей и параметры насосов, наиболее широко применяемых на насосных станциях приведены в табл.1, 2.

Каждый насосный агрегат может работать на один напорный трубопровод или несколько их объединяют в общий напорный трубопровод. При такой компоновке насосные агрегаты работают параллельно в общий трубопровод. Для покрытия значительных статических напоров используется последовательное включение насосных агрегатов. Наряду с этим несколько насосных агрегатов могут подключаться к общему напорному трубопроводу последовательно-параллельно. Для этих вариантов, как правило, применяют электропривод с центробежными насосами. Для двух напорных трубопроводов на совместную и последовательно-параллельную работу могут объединяться 2–5 насосных агрегатов. На рис.1 приведены наиболее часто используемые схемы соединений электропривода, насоса и напорного трубопровода.

Как правило, процесс самозапуска разделяется на два этапа. Первый этап – выбег агрегатов (одиночный или групповой). Одиночный – это когда один электродвигатель оказывается отсоединенными от сети и от других, либо, когда другие двигатели, электрически связанные с ним, не оказывают заметного влияния на процесс выбега. Если взаимное влияние отсоединеных от источников питания двигателей велико, такой выбег называется групповым. Второй этап – разгон и восстановление рабочего режима.

Для оценки возможности самозапуска проанализируем переходные режимы одиночного и группового выбега асинхронных двигателей насосных установок насосной станции Аму-Занг первого подъема первой и второй очереди. На рис.2. показаны кривые зависимости времени

Таблица 1

Технические характеристики электродвигателей, используемых в насосных станциях

Тип электродвигателя	Мощность, кВт	Ток, А	Частота вращения, об/мин	КПД, %	Ротор	
					Ток, А	Напряжение, В
ВДС 260/64-20	2500	280	300	95,5	363	125
ВДС 325/44-18	5000	566	333	95,3	367	142
ВДС 325/49-18	5000	340	333	95,3	348	143
ВДС 325/69-16	8000	540	375	95,8	400	171
ВДС 375/130-24	12500	825	250	97,0	758	111
СТД-3200-23	3200	213	3000	97,4	261	85
С ДН-15-49-10	1000	68	600	94,0	220	65
СДН-15-49-6	1600	108	1000	95,0	275	59
СД-15-54-6	1000	134	1000	95,8	240	61

Примечание: напряжение 1000 В, кроме 325/44-18 и ВДС 260/64-20, имеющих напряжение 6000 В. Все СД рассчитаны с $\cos\varphi = 0,9$.

Таблица 2

Тип насосов	Подача, м ³ /с	Напор, м	Частота вращения, об/мин	КПД, %
ОПВ 10-260Г	37,0	26,0	250	86
ОПВ 11-260Г	40,5	19,3	250	86
ОПВ 6-110	5,0	7,5	485	84
1200B-6,3/100A(52B-11)	6,09	88,0	375	88
2000B-16/63 (B17-16/55)	16,0	51,0	250	86
1600B-10/63 (56B-17)	10,0	63,0	333	85
Д 6300-80 (24НДс)	1,8	80,0	750	84
Д 4000-95 (22НДс)	1,34	95,0	1000	84
Д 320-50 (6НДс)	0,08	50,0	1460	70,3
Д 800-57 (12Д-9)	0,22	57,0	1460	76,0
Д 1250-65 Э12НДс	0,34	65,0	1460	81,0
Д 1600-90 (14НДс)	0,44	90,0	1500	82,0
Д 1250-125 (14Д-6)	0,34	125,0	1460	71,6
Д 2500-62 (18НДс)	0,7	62,0	960	81,0
Д 3200-33 (20НДн)	0,88	33,0	960	80,5
Д 3200-75 (20НДс)	0,88	75,0	960	81,4
Д 2000-34 (18НДс)	0,55	34,0	735	80,2
Д 2500-17 (20НДн)	0,7	17,0	735	81,4
Д 2500-45 (20НДс)	0,7	45,0	750	81,1
Д 3200-20 (24НДс)	0,88	20,0	575	76,0

выбега от частоты вращения и количества насосных агрегатов на основе обработки экспериментально записанных осцилограмм, которые были сняты на насосной станции Аму-Занг первого подъема первой очереди. Кривая 1 на рис.2 — для одиночного выбега насосного агрегата №3.

Отключение производилось, когда на один общий коллектор работал только один насос №3. Общее время выбега этого агрегата 5,25 с. Значение максимальной обратной угловой скорости насосного агрегата $n_{обр.угон} = 650$ об/мин. Кривая 2 на рис.2 для группового выбега на-

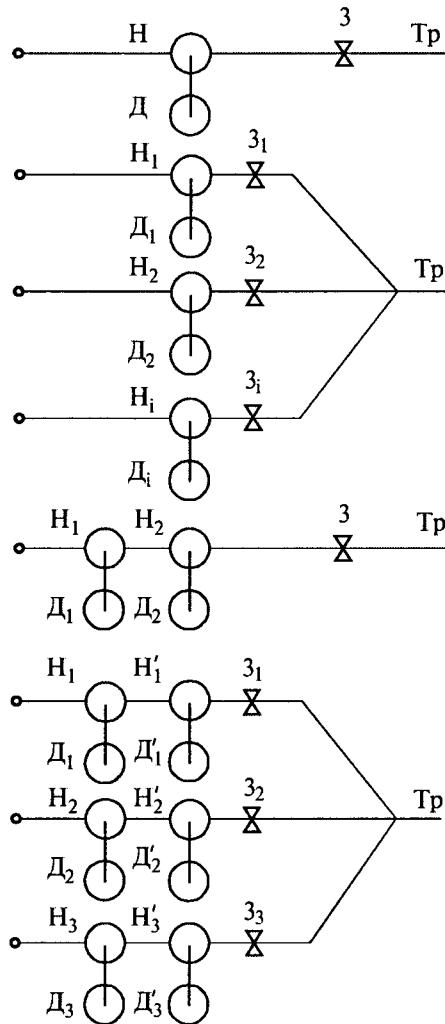


Рис.1. Схемы соединения системы электродвигатель-насосный трубопровод оросительных насосных станций

насосной установки №3, когда на один коллектор работали два насосных агрегата — №3 и №4. Общее время группового выбега насосной установки 6,0 с. Кривая 3 на рис.2 для группового выбега насосной установки №10, когда на один коллектор работали насосные агрегаты № 9, 10, 11, 12 (четыре агрегата). Время выбега 8,45 с. Максимальное значение обратной угонной скорости $n_{\text{обр.угон}} = 650 \text{ об/мин}$.

Анализ полученных экспериментальных данных показывает, что время выбега насосной установки минимально, когда один агрегат работает на общий коллектор, с увеличением числа работающих насосных агрегатов время выбега увеличивается.

Переходные процессы в самозапускаемых насосных установках с асинхронным электроприводом описываются системой уравнений, включающей в себя математическое описание динамической механической характеристики асинхронного двигателя в неподвижных осях α , β .

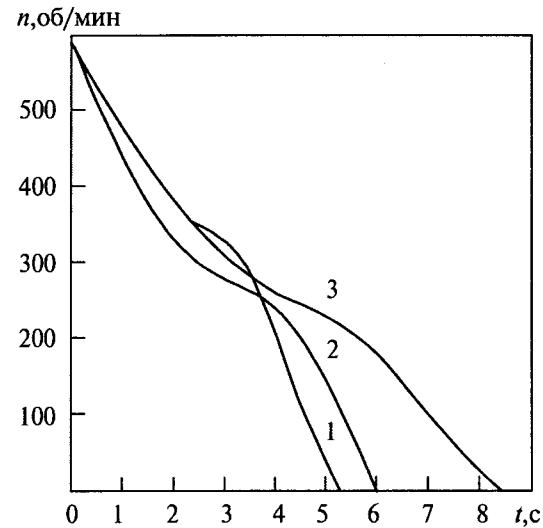


Рис.2. Осциллограмма выбега насосной установки, мощность 630 кВт

β , уравнение движения ротора агрегата, уравнение баланса полного напора насоса и системы, уравнение наполнения предзатворной камеры или напорного водовода:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{1\alpha} = R_1 i_{1\alpha} + \frac{d\psi_{1\alpha}}{dt}; \\ u_{1\beta} = R_1 i_{1\beta} + \frac{d\psi_{1\beta}}{dt}; \\ 0 = R_2 i_{2\alpha} + \frac{d\psi_{2\alpha}}{dt} + \omega_{\text{эл}} \psi_{2\beta}; \\ 0 = R_2 i_{2\beta} + \frac{d\psi_{2\beta}}{dt} - \omega_{\text{эл}} \psi_{2\alpha}; \\ M_{\text{дв}} = P_n L_{12} (i_{1\beta} i_{2\beta} - i_{1\alpha} i_{2\alpha}); \\ J \frac{d\omega}{dt} = M_{\text{дв}} - M_r - M_t; \\ H_h = H_r + \Delta H + H_n + H_{\text{ин}}; \\ Q_h = Q_{\text{ак}} + Q_n + Q_h, \end{array} \right.$$

где $u_{1\alpha}$, $i_{1\alpha}$ — напряжение и ток обмоток статора в осях α ; $u_{1\beta}$, $i_{1\beta}$ — напряжение и ток обмоток статора в осях β ; ψ — потокосцепление соответствующих индексам обмоток; R_1 — активное сопротивление одной фазы статора; R_2 — приведенное к статору сопротивление роторной цепи; $i_{2\alpha}$, $i_{2\beta}$ — приведенные к статору токи роторной цепи; P_n — число пар полюсов машины; $\omega_{\text{эл}}$ — электрический угол поворота ротора относительно статора; $L_{1,2}$ — взаимная индуктивность; H_h — полный, манометрический напор насоса; H_r — геометрический напор; ΔH — приращение напора при изменении наполнения трубопровода; H_n — гидравлические

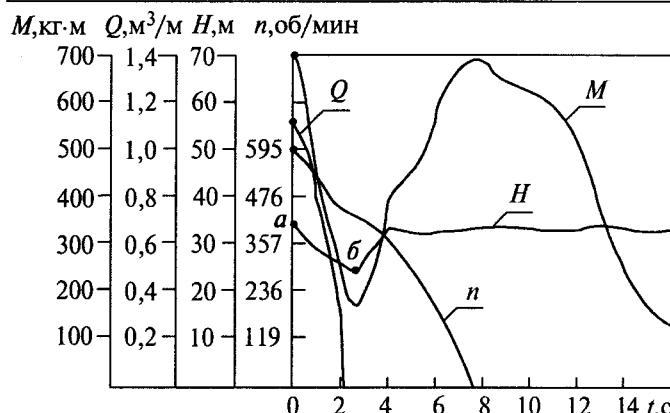


Рис.3. Отключение электропривода насосной установки, мощность 630 кВт

потери в проточном тракте насоса; $H_{ин}$ — инерционный напор массы воды в проточном тракте насосной станции; Q_h , $Q_{ак}$, Q_p , Q_i — соответственно подача насоса, расходы аккумулирования, перелива через затвор и истечение из подзатвора.

В связи с быстрым протеканием электромагнитных переходных процессов при расчете самозапуска пренебрегаем динамической характеристикой электропривода. С учетом вышесказанного рассмотрим расчет на ЭВМ выбега насосной установки при потере связи с приводом и отказе срабатывания запорного устройства или отсутствии такового (рис.3).

При возникновении режима выбега насосной установки происходит снижение частоты вращения и соответственное уменьшение подачи напора, далее частота вращения снижается настолько, что подача становится равной нулю, при минимальном значении напора H , хотя рабочее колесо вращается в том же направлении. Момент на валу насоса также падает и имеет минимальное значение при $Q = 0$ и при H_{min} . Затем начинается изменение направления течения воды (режим противотока), напор H также начинает расти, хотя направление вращения вала насосного агрегата остается прежним. Скорость движения воды в обратном направлении интенсивно растет.

При изменении направления течения воды самозапуск насосной установки осуществлять нежелательно, так как в момент включения потребуется большой момент на валу двигателя.

Ниже приводятся некоторые результаты экспериментальных характеристик самозапуска.

Двигатель отключался и при $t_{отк} = 2,7$ с включался и самозапускался (рис.4.). За время перерыва питания частота вращения двигателя уменьшалась до $n = 333$ об/мин, процесс самозапуска завершался за 0,7 с, после чего насосная установка начинала работать в нормальном режиме.

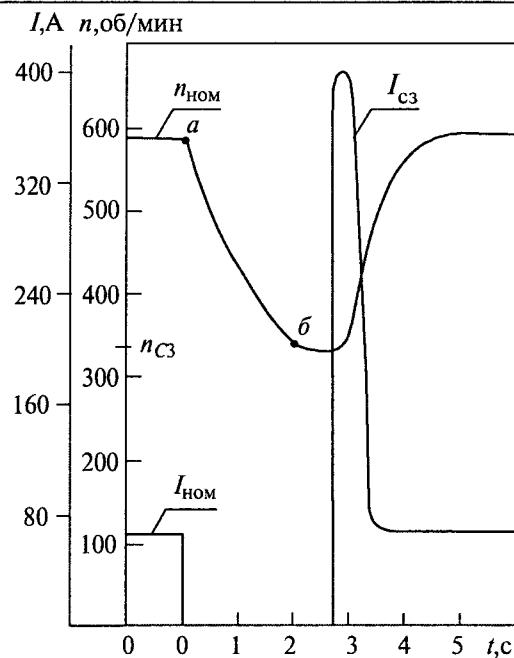


Рис.4. Осциллограмма самозапуска при $t_{отк} = 2,7$ с

Оптимально осуществить самозапуск возможно в пределах участка $a-b$ напорной характеристики выбега насоса, мощность на валу насоса уменьшается и момент на валу насоса в этой точке b также имеет минимальное значение. Значение избыточного момента находится в пределах проектного, далее момент на валу насоса растет.

В общем случае самозапуск предлагается осуществлять в любой момент времени, когда насосный агрегат находится еще в зоне первого квадранта режима выбега и когда подача насоса меняется от номинального значения до нуля, что соответствует минимальному значению напора.

На рис.5 приведена осциллограмма самозапуска после погашения напряжения сети, через $t_{отк} = 4,33$ с, при частоте вращения выбега, равной 190 об/мин. При самозапуске ток $I_{ст} = 510$ А, время самозапуска около 2,4 с. Для

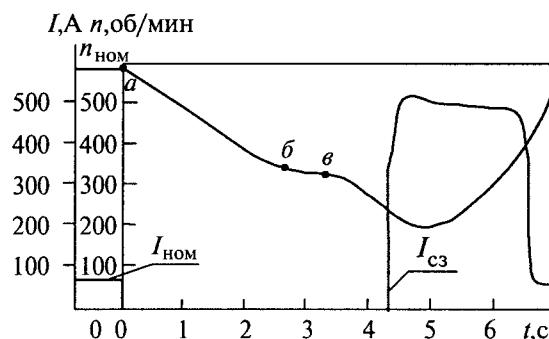


Рис.5. Осциллограмма самозапуска при $t_{отк} = 4,33$ с

сравнения время запуска насосной установки из неподвижного состояния составляет 1,8–1,9 с. Эксперименты показывают, что время самозапуска насосной установки с уменьшением частоты вращения на выбеге увеличивается и имеет максимум при $n = 0$, при этом сильно растет значение тока и момента электродвигателя.

Выводы

На основе натурных экспериментов обоснована возможность и необходимость применения режима самозапуска электроприводов насосных установок мелиоративных станций, что позволяет улучшить условия эксплуатации электро- и механизированного оборудования этих станций, исключить внеплановые аварийные отключения и простой оборудования, снизить эксплуатационные затраты на ремонт.

Список литературы

1. Подласов А.В. Расчеты гидравлических ударов, возникающих в трубопроводах оросительных насосных станций и арматура для их гашения. Киев: Изд. Укргипроводхоз, 1958.

2. Виссарионов В.И., Кукушкин В.А. Исследования на ЦВМ переходных процессов в водопроводящем тракте насосных станций//Автоматизация закрытых оросительных систем. Новочеркасск, 1975. С.142–148.

3. Виссарионов В.И. Моделирование на аналоговых ЭВМ переходных процессов в водопроводящем тракте насосной станции//Изв. вузов. Энергетика. 1976. № 7.

4. Мошинин Л.Ф., Тимофеева Е.Т. Указания по защите водоводов от гидравлического удара. М.: ГСИ, 1961.

5. Андреев В.П., Сабинин Ю.А. Основы электропривода. Л.: ГЭИ, 1963.

6. Аршеневский Н.Н., Поступов Б.Б. Переходные процессы крупных насосных станций. М.: Энергия, 1980.

7. Голоднов Ю.Н., Хоренян А.Х. Самозапуск электродвигателей. М.: Энергия, 1974.

8. Хусанов М.А., Абидов К.Г. Гидромеханические переходные процессы при самозапуске насосной установки с асинхронным электроприводом// Вестник ТашГТУ. 1996. № 1–2. С.61.

Хашимов Арипджан Адылович — проректор ТашГТУ, заведующий кафедрой "Электропривод и автоматизация промышленных установок" энергетического факультета, член ассоциации "Автоматизированный электропривод" РФ и Лауреат Государственной премии Республики Узбекистан имени А.Р. Беруний в области науки и техники. ТашПИ закончил в 1962 г. В 1990 г. защитил докторскую диссертацию по теме "Теория и методы расчета асимметричных режимов работы частотно-управляемых асинхронных электроприводов".

Абидов Кудрат Гаратович — доцент кафедры "Теоретические основы электротехники" факультета "Электроники автоматики и вычислительной техники" Ташкентского ГТУ. ТГТУ закончил в 1982 г. Кандидатскую диссертацию защитил в 1996 г. по теме "Самозапуск насосных установок мелиоративной насосной станции".

Автоматическая электротрансмиссия переменного тока автомобиля

ДАВИДЯН Ж.Д., доктор техн. наук

Государственный инженерный Университет Армении

Предложено создание электротрансмиссии переменного тока автомобиля с использованием синхронного генератора, жестко соединенного с двигателем внутреннего сгорания (ДВС), а в качестве тягового электродвигателя - управляемого импульсного двигателя переменного тока и специальной системы автоматического управления.

Схема механической трансмиссии автомобиля общезвестна. Вращающий момент от двигателя к колесам передается по цепи: двигатель — коробка передач — карданный вал — дифференциал — колеса (рис.1,а). Во время движения коленчатый вал двигателя внутреннего сгорания (ДВС) жестко соединен с колесами с учетом передаточного отношения коробки передач, т.е. частота вращения колес равна частоте вращения коленвала, помноженной на передаточное отношение. Механическая трансмиссия автомобиля в таком виде имеет ряд

следующих существенных эксплуатационных, экономических и технологических недостатков.

1. Управление движением автомобиля выполняется посредством трех органов управления — педали акселератора, рычага переключения скорости (изменения передаточного отношения коробки передач) и педали сцепления, что, хотя и представляется естественным и привычным, тем не менее достаточно сложно и требует определенного опыта и навыка водителя.

2. Режим работы ДВС при механической трансмиссии недостаточно экономичен и нео-

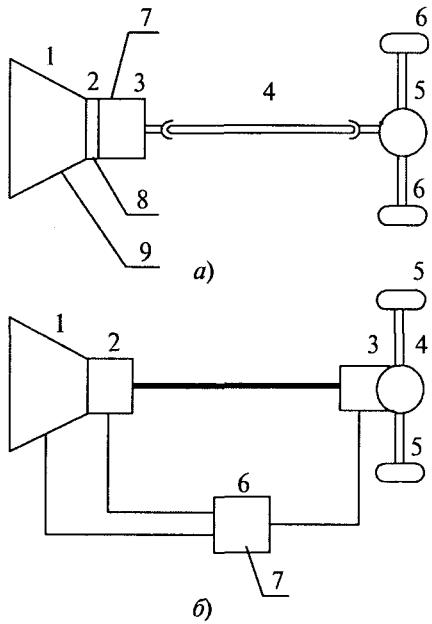


Рис.1. Схемы механической и электрической трансмиссий автомобиля:

а — 1 — двигатель внутреннего сгорания; 2 — диск сцепления; 3 — коробка передач; 4 — карданный вал; 5 — дифференциал; 6 — колеса; 7 — рычаг переключения скорости; 8 — педаль сцепления; 9 — педаль акселератора; б — 1 — двигатель внутреннего сгорания; 2 — электрический генератор; 3 — электрический двигатель; 4 — дифференциал; 5 — колеса; 6 — блок управления; 7 — педаль скорости

птинален в смысле расхода топлива. Объясняется это следующим.

Мощность, вырабатываемая ДВС, естественно, зависит от количества топлива, подаваемого в двигатель.

Удельный расход топлива ДВС (кг/л.с·ч) зависит от частоты вращения коленвала, при которой вырабатывается и отбирается мощность. На рис.2 приведена зависимость удельного рас-

хода топлива (кг/л.с·ч) от отношения отбираемой мощности к частоте вращения коленвала (л.с/об/мин), построенная по характеристикам двигателя автомобиля среднего класса, приведенным в [1].

Отбираемая от ДВС мощность зависит от режима движения — загрузки автомобиля, уклона дороги, состояния дорожного покрытия и скорости движения.

Частота вращения коленвала строго соответствует скорости движения с учетом коэффициента передачи, поскольку при движении коленвал ДВС жестко соединен с колесами через коробку передач.

Для получения минимального удельного и абсолютного расхода топлива необходимо, чтобы, в соответствии с характеристикой рис.2, движение в каждом определенном режиме (загрузка, уклон, состояние дороги, соответственно — мощность ДВС) выполнялось при вполне определенной скорости, т.е. всегда соблюдалось то определенное соотношение мощности ДВС и частоты вращения коленвала, при котором имеет место минимальный расход топлива — не более и не менее.

Однако практически это условие не выполняется, так как и мощность, соответствующая режиму движения (нагрузка, состояние дороги), и задаваемая водителем скорость движения изменяются произвольно и независимо друг от друга. Более того, практически характер взаимосвязи этих величин в автомобиле противоположен оптимальному. Так, для получения минимального расхода топлива необходимо, чтобы при уменьшении загрузки и улучшении параметров дороги, когда мощность, вырабатываемая ДВС, уменьшается, скорость движения также должна быть уменьшена (см. характеристику на рис.2). Однако практически в этом случае водитель наоборот увеличивает скорость движения. Тем самым увеличивается удельный и абсолютный расход топлива.

3. Улучшение характеристик трогания и приемистости (ускорения) автомобиля при механической трансмиссии может быть достигнуто лишь за счет значительного увеличения установленной мощности ДВС. А это, в свою очередь, приводит к увеличению массы и стоимости ДВС, а также к повышению удельного и абсолютного расхода топлива как в пусковых, так и в стационарных режимах движения. Объясняется это следующим образом.

При жестком соединении коленвала с колесами без использования механизма сцепления сдвинуть автомобиль с места было бы невозможно, так как при неподвижном состоянии колес и соответственно коленвала мощность ДВС равна нулю — ДВС не может вырабатывать мощность при неподвижном состоянии

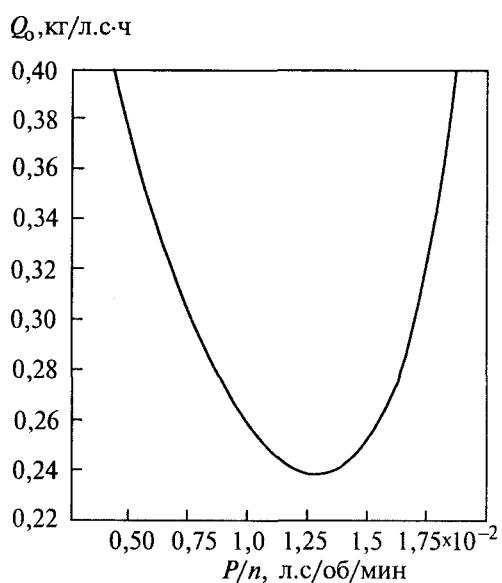


Рис.2. Характеристика удельного расхода топлива ДВС

вала. Отсюда необходимость в механизме сцепления (фрикционный диск сцепления, гидромуфта), т.е. устройстве "гибкого" соединения двух валов — ДВС и колес, из которых при трогании один вращается, а другой неподвижен. При таком соединении ДВС может развить определенную мощность при некоторой минимальной частоте вращения вала и передать врашающий момент неподвижному валу колес через механизм сцепления. Однако для получения больших врашающих моментов трогания и достижения высокой приемистости установленная мощность ДВС должна быть достаточно велика относительно мощности, необходимой для установившегося движения.

Практически для современных автомобилей мощность двигателя выбирается из условия необходимой приемистости, а не стационарного режима движения и примерно в два раза и более превосходит мощность, необходимую для стационарного режима.

4. При данной схеме трансмиссии в автомобиле принципиально затруднен переход на газотурбинные и паротурбинные двигатели с их известными преимуществами. Трудность перехода заключается в том, что частота вращения вала газовых и паровых турбин значительно выше у поршневых ДВС автомобилей (несколько десятков тысяч оборотов в минуту по сравнению с несколькими тысячами у поршневых ДВС). Это требует на порядок более высоких передаточных отношений коробки передач, следовательно, ее усложнения и удорожания и, соответственно, снижения КПД.

5. Узлы существующей механической трансмиссии — узел сцепления, коробка передач, карданное соединение — достаточно сложны в технологическом отношении.

Все указанные недостатки обусловлены спецификой механической трансмиссии, которая заключается в жестком соединении вала ДВС с валом колес и невозможностью поэтому различного регулирования частоты вращения ДВС и частоты вращения колес, а также свободного выбора параметров ДВС. Эти недостатки могут быть исключены при переходе в автомобиле на электротрансмиссию с реализацией специального закона управления. Схема электротрансмиссии следующая (рис.1,б).

Вал теплового двигателя автомобиля жестко соединен с валом электрического генератора. Выход генератора посредством кабеля соединен с тяговым электродвигателем, который жестко соединен с колесами. Возможны два варианта соединения тягового электродвигателя с ходовой частью автомобиля: двигатель жестко соединяется с дифференциалом ведущего моста или используется несколько электродвигателей по числу ведущих колес, каждый двигатель же-

стко соединяется с ведущим колесом — создается единая конструкция "мотор-колеса". Во втором варианте электродвигатели управляются различно в зависимости от режима поворота и движения по неровной дороге — реализуется схема так называемого электрического дифференциала, аналогичного механическому. Принципиальных различий при использовании одного или нескольких тяговых электродвигателей здесь нет. На рис.1,б приведена схема электротрансмиссии с одним электродвигателем. Управление электротрансмиссией тепловым двигателем, электрическим генератором и тяговым электродвигателем выполняется посредством электрического блока управления.

Следует отметить, что известны электротрансмиссии различных транспортных машин [2]. Электротрансмиссии используются на тепловозах, судах-электроходах, даже на специальных и большегрузных автомобилях (например БелАЗ). Характеристики этих объектов существенно отличны от характеристик автомобилей широкого применения, и переход в них на электротрансмиссию вызван иными причинами. В этих объектах электротрансмиссия используется в основном с целью рационального конструкторского и компоновочного решения передачи большой мощности для многоприводных механизмов (суда, тепловозы), для обеспечения высокой проходимости, грузоподъемности и индивидуального привода на ведущие колеса (большегрузные автомобили).

Электротрансмиссии судов и тепловозов работают продолжительное время в стационарном режиме при постоянном значении мощности и скорости, нет частых изменений режимов, поэтому проблема приемистости и перерасхода топлива в переходных режимах неактуальна. Задача оптимизации расхода топлива решается проще. Практически отсутствуют экологические проблемы, связанные с неполным сгоранием топлива ДВС и поэтому загрязнением атмосферы. Масса электрооборудования трансмиссии (генераторов, электродвигателей) и их стоимость не имеют решающего значения относительно массы и стоимости всего объекта. Парк указанных машин немногочисленен, и вследствие этого перечисленные проблемы — экономические, экологические, эксплуатационные, технологические — не столь актуальны, как для объекта массового и персонального использования, каким является автомобиль среднего класса.

Электротрансмиссии указанных объектов основаны на традиционных решениях.

Наиболее распространены системы с двигателями постоянного тока. Имея хорошие тяговые характеристики, эти системы обладают однако существенными недостатками — наличи-

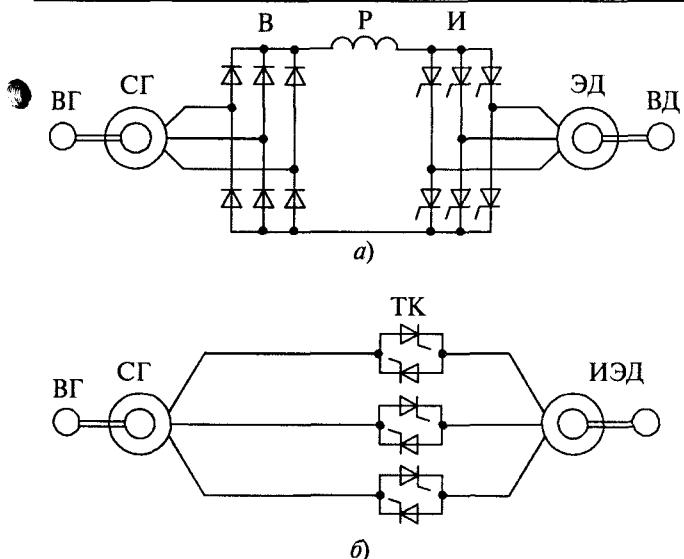


Рис.3. Силовые схемы электротрансмиссий переменного тока:

а — с синхронным двигателем частотного управления; б — с импульсным двигателем; СГ — синхронный генератор; Р — реактор; И — инвертор; ЭД — синхронный электрический двигатель; ВД — возбудитель синхронного двигателя; ТК — тиристорный коммутатор; ИЭД — импульсный электрический двигатель

ем щеточно-коллекторного узла заметно снижает надежность и исключает возможность существенного увеличения частоты вращения.

Электротрансмиссия переменного тока может быть выполнена на надежных бесколлекторных машинах переменного тока. Однако электротрансмиссии переменного тока менее распространены ввиду сложности преобразовательного устройства и управления [2].

Электротрансмиссии переменного тока выполняются на асинхронных или синхронных двигателях по схеме частотного управления или управления в режиме вентильного двигателя посредством тиристорного преобразователя со звеном постоянного тока по схеме "выпрямитель-инвертор" (рис.3, а). Указанные системы также имеют заметные недостатки. В тиристорном преобразователе частоты имеет место двойное преобразование мощности в выпрямителе и в инверторе, соответственно — двойной комплект тиристоров, имеется мощный электромагнитный дроссель (в схемах инверторов тока) или узлы искусственной коммутации (в схемах инверторов напряжения). Необходимы специальные технические решения для обеспечения устойчивой работы инверторов, особенно при переходных процессах. Изложенное приводит к увеличению массогабаритных и стоимостных характеристик трансмиссии и в определенной степени — к снижению надежности.

В настоящей статье предлагается схема электротрансмиссии автомобиля с использованием

новых технических решений по типу электродвигателя и системе управления, обеспечивающих высокие технико-экономические характеристики автомобиля.

Предлагается создание электротрансмиссии переменного тока с использованием синхронного генератора, а в качестве тягового электродвигателя — управляемого импульсного двигателя переменного тока [3, 4] и специальной системы автоматического управления [5].

Принципиальные особенности и отличия предлагаемой электротрансмиссии, которые позволяют исключить вышеуказанные недостатки механической трансмиссии и существующих электротрансмиссий, следующие.

1. В электротрансмиссии генератор мощности (ДВС) и генератор вращающего момента (электродвигатель колеса) отделены друг от друга по валу. Поэтому мощность ДВС и частота вращения колес могут регулироваться независимо друг от друга. Предлагаемая система управления [5] реализует автоматическое раздельное регулирование мощности ДВС, генератора и частоты вращения электродвигателя — колеса в зависимости от заданной скорости движения. При этом автоматически поддерживается заданная скорость движения и оптимальный режим работы ДВС, т.е. постоянство отношения мощности ДВС к частоте вращения его коленвала, что обеспечивает минимум расхода топлива во всех режимах движения. Обеспечивается также высокая приемистость (ускорение) при использовании всей мощности ДВС. Блок управления и электротрансмиссия в целом имеют один внешний орган управления — педаль задания скорости. Система управления описывается далее.

2. В качестве тягового двигателя используется бесконтактный импульсный двигатель переменного тока, который имеет тяговые характеристики двигателя постоянного тока, но при этом свободен от недостатков двигателя постоянного тока — отсутствует щеточно-коллекторный узел, импульсный двигатель легкоуправляем и не требует сложного тиристорного преобразователя частоты. Следует отметить, однако, несколько повышенную габаритную мощность двигателя и генератора вследствие импульсного характера протекающих токов.

Импульсный двигатель переменного тока имеет конструктивный вид синхронного двигателя с трехфазной якорной обмоткой на статоре и обмоткой возбуждения постоянного тока на роторе. Управление частотой вращения выполняется следующим образом. Концы обмотки якоря двигателя соединяются непосредственно с источником переменного тока — электрическим генератором переменного тока электротрансмиссии через встречно-параллельные

пары тиристоров (тиристорный коммутатор). Отпирающие импульсы тиристоров формируются в системе управления, которая соединена синхронизирующими связями с источником переменного тока и с датчиком положения ротора (рис.3,б). В обмотку якоря возбужденного двигателя непосредственно от генератора через открывающиеся тиристоры пропускаются единичные импульсы тока, которые синхронизированы с положением ротора двигателя. Эти импульсы тока, взаимодействуя с потоком возбужденного ротора, создают импульсы врашающего момента. Параметры импульсов — длительность, площадь, положение, скважность плавно изменяются изменением фазы отпирающих импульсов тиристоров. Тем самым регулируется значение якорного тока и, соответственно, врачающий момент,

Такое импульсное управление представляет собой новый альтернативный способ управления машиной переменного тока, отличный от традиционного частотного управления или управления в режиме вентильного двигателя. При этом достигаются следующие важные преимущества:

- массогабариты, стоимость и потери энергии тиристорного коммутатора примерно в 2–3 раза меньше по сравнению с тиристорным преобразователем со звеном постоянного тока за счет однократного преобразования энергии (используется один комплект тиристоров, исключается дроссель в цепи инвертора);

- выполняется естественная коммутация тиристоров напряжением источником переменного тока, чем обеспечивается полная коммутационная устойчивость без ограничения коммутируемой мощности;

- имеет место плавная управляемость значениями момента, тока и частоты вращения электродвигателя в широких пределах посредством угла отпирания тиристоров тиристорного коммутатора;

- двигатель может быть выполнен бесконтактным с самовозбуждением от импульсов тока статора.

Следует заметить, что здесь двигатель переменного тока, имеющий конструктивный тип синхронного двигателя и работающий в режиме импульсного управления, по своим характеристикам приближается к двигателю постоянного тока, который наиболее соответствует тяговому электроприводу. Моментные характеристики указанного двигателя, работающего в режиме импульсного управления, приведены на рис.4. Выбором рабочей частоты питающего синхронного генератора и пределов ее изменения, рабочей частоты тягового двигателя, углов управления импульсами тока может быть достигнут необходимый вид моментной характеристики.

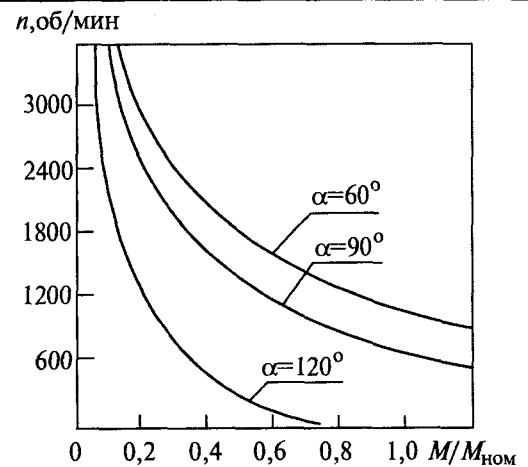


Рис.4. Моментные характеристики импульсного двигателя

Предлагаемая электротрансмиссия переменного тока на базе управляемого импульсного двигателя имеет необходимые тяговые характеристики и конкурентоспособна с системой постоянного тока, а по конструктивному типу машины, по ее надежности и экономическим характеристикам превосходит систему постоянного тока.

На рис.5 приведена структурная схема системы автоматического управления электротрансмиссией [5]. Указанная система, кстати, не "привязана" к определенному типу машин и может быть реализована как в системах постоянного, так и переменного тока.

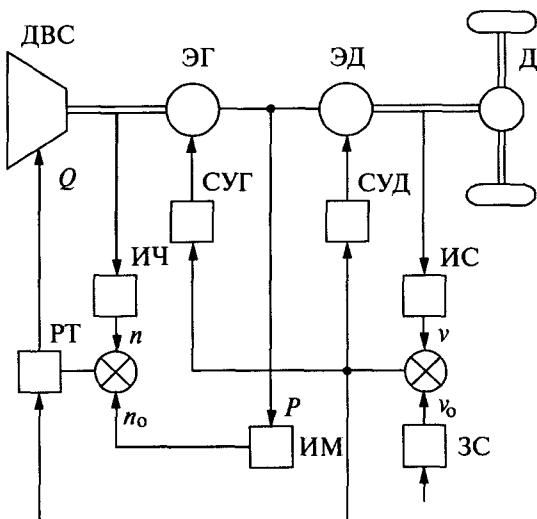


Рис.5. Структурная схема системы автоматического управления электротрансмиссией:

ДВС — двигатель внутреннего сгорания; ЭГ — электрический генератор; ЭД — электрический двигатель; Д — дифференциал; СУГ — система управления генератора; СУД — система управления двигателя; ИЧ — измеритель частоты вращения ДВС; ИС — измеритель скорости движения; РТ — регулятор топлива; ИМ — измеритель мощности; ЗС — задатчик скорости движения (педаль управления скоростью)

Управляющие устройства электродвигателей (устройства регулирования тока возбуждения в системах постоянного тока, тиристорные преобразователи частоты в системах частотного управления переменного тока или тиристорный коммутатор в системе импульсного управления) на структурной схеме рис.5 входят в соответствующий узел, именуемый электродвигатель. Устройства регулирования напряжения генератора соответственно входят в узел схемы, именуемый электрогенератор. Основным и единственным органом управления является педаль задания скорости. Заданная водителем посредством указанной педали скорость движения автоматически поддерживается постоянной во всех режимах движения (загрузка автомобиля, уклон пути, состояние дорожного покрытия). При этом автоматически обеспечивается минимальный расход топлива ДВС. Выполняется это следующим образом. Допустим, что необходимо увеличить скорость движения. Водитель нажатием педали задает скорость движения, которая больше, чем прежняя. Сигнал, пропорциональный заданной скорости движения, на выходе задатчика скорости сравнивается с сигналом, соответствующим действительной скорости движения на выходе измерителя скорости движения. При несоответствии заданной и действительной скорости вырабатывается сигнал рассогласования, который воздействует одновременно на ДВС, генератор и электродвигатель с целью увеличения мощности и врашающего момента по следующим каналам:

- через регулятор топлива увеличивается количество топлива, подаваемого в ДВС, при этом увеличивается мощность и скорость ДВС;
- через систему управления генератора увеличивается ток возбуждения и напряжение генератора, тем самым увеличивается мощность генератора;
- через систему управления двигателя на двигатель оказывается необходимое воздействие для увеличения врачающего момента и скорости.

Параметры блока электродвигателя, на которые оказывается воздействие для увеличения врачающего момента, следующие. В случае двигателя постоянного тока — это ток возбуждения, в случае частотно-управляемого двигателя переменного тока — это напряжение и частота на выходе инвертора, в случае импульсного двигателя переменного тока — это фаза, длительность и амплитуда импульсов тока.

В результате частота вращения двигателя автоматически изменяется до тех пор, пока не становится равной заданной, и рассогласование между заданной и действительной скоростью становится равным нулю. Мощность в силовой цепи: ДВС — генератор-электродвигатель увеличивается. Увеличивается и частота враще-

ния ДВС. Однако это новая повышенная частота вращения ДВС может быть неоптимальной в смысле расхода топлива, т.е. отношение "мощность/частота вращения" (P/n) может не соответствовать минимальному удельному расходу топлива (см. характеристику рис.2). Для получения необходимого отношения P/n и достижения минимального удельного и абсолютного расхода топлива необходимо изменить частоту вращения ДВС при условии сохранения установленной вырабатываемой мощности. Мощность изменению не подлежит, так как это ее значение необходимо для поддержания заданной скорости движения.

Указанная корректировка скорости выполняется вторым контуром регулирования. Измеритель мощности измеряет значение мощности электрического генератора, которая примерно равна мощности ДВС (за разностью потерь в электрогенераторе). Исходя из значения этой мощности, измеритель мощности вырабатывает на своем выходе сигнал, соответствующий тому значению частоты вращения ДВС — n_0 , на которой эта мощность должна вырабатываться и при которой имеет место минимальный удельный расход топлива (нижний экстремум характеристики на рис.2). Эта n_0 задается для автоматического поддержания в данном режиме движения. Этот сигнал сравнивается с сигналом, соответствующим действительной частоте вращения ДВС — n , который вырабатывается на выходе измерителя скорости ДВС. При несоответствии — рассогласовании заданной (n_0) и действительной (n) частоты вращения ДВС вырабатывается сигнал рассогласования, который воздействует на регулятор топлива и корректирует количество подаваемого в ДВС топлива. Это корректирующее воздействие продолжается до тех пор, пока частота вращения ДВС не станет равной заданной, при которой имеет место минимальный расход топлива. При достижении этой частоты вращения сигнал рассогласования становится равным нулю, корректирующее воздействие прекращается.

Таким образом первый контур регулирования автоматически поддерживает заданную скорость движения автомобиля, вызывая для этого необходимую мощность в силовой цепи: ДВС — электрогенератор-электродвигатель, а второй контур автоматически поддерживает соответствующую этой мощности частоту вращения ДВС такой, что обеспечивает постоянство отношения P/n , чему соответствует минимум расхода топлива. В результате в любом режиме движения автоматически поддерживается заданная скорость движения при минимуме расхода топлива.

В таблице приведены сравнительные расчетные данные по расходу топлива, срабатыванию ресурса ДВС, времени разгона автомобиля при

Сравнительные показатели автомобиля с механической и электрической трансмиссиями

Показатель	Режим движения	Механическая трансмиссия	Электрическая трансмиссия	Улучшение при электрической трансмиссии
Расход топлива на 100 км, г	В городе За городом	7,360 9,700	4,840 7,970	34,2% 17,9%
Количество оборотов коленвала на 1 км	В городе За городом	2536 2551	922 1537	63,6% 39,7%
Время разгона, с	0-20 км/ч 0-40 км/ч 0-60 км/ч	3,8 с 7,9 с 14,8 с	0,9 с 3,9 с 9,9 с	в 4,2 раза в 2,0 раза в 1,5 раза

использовании существующей механической и предлагаемой электрической трансмиссий. В таблице приведены данные для пассажирского автомобиля среднего класса при номинальной загрузке при движении по дороге с хорошим покрытием на основании данных [1].

Как следует из таблицы, использование электротрансмиссии позволяет существенно снизить расходы топлива (примерно на 18–34%), повысить ресурс ДВС, что зависит от количества оборотов коленвала на 1 км (примерно на 40–63%), значительно увеличить приемистость автомобиля при существующем ДВС.

При движении автомобиля с нагрузочной характеристикой, соответствующей движению по проселочным дорогам, и с большей загрузкой, улучшение параметров при переходе на электротрансмиссию происходит в несколько меньшей степени.

Уточненные данные по массам, материалом-емкости, стоимости и повышению грузоподъемности при переходе на электротрансмиссию могут быть определены при конкретном проектировании, однако уже на данной предварительной расчетной стадии можно заметить экономическую целесообразность и по этим параметрам.

Следовательно, современные технологические и схемотехнические решения, в том числе изобретения в области электротехники, будучи использованными в такой традиционной об-

ласти, как автомобилестроение в качестве альтернативных решений позволяют достичь весьма высоких экономических, технологических и эксплуатационных результатов. Таким образом, электротрансмиссия, созданная на основе предлагаемых технических решений, будет обладать значительными преимуществами перед традиционной механической трансмиссией и, следовательно, значительно повысит эффективность автомобиля в целом.

Изложенное свидетельствует о целесообразности создания и исследования опытных образцов электротрансмиссии на автомобиле массового пользования с целью реализации её высоких экономических и эксплуатационных преимуществ.

Список литературы

1. Диваков Н.В., Яковлев Н.А. Теория автомобиля. М.: Высшая школа, 1962.
2. Ефремов И.С., Пролыгин А.П., Андреев Ю.М., Миндлин А.П. Электрические трансмиссии пневмоколесных транспортных средств. М.: Энергия, 1976.
3. А. с. 1603515 СССР (Н 02Р 1/50). Электропривод переменного тока//И.Е.Овчинников, Ж.Д.Давидян, В.Н.Рябов//Открытия. Изобретения. 1990. № 40.
4. Давидян Ж.Д. Импульсный пуск синхронных двигателей//Электрические станции. 1998. № 10. С. 46-50.
5. А.с. 1735082 СССР (В 60 L 11/04, 15/22). Теплоэлектрический привод самоходных машин//Ж.Д.Давидян//Открытия. Изобретения. 1992. № 19.

Оглавление нашего журнала можно бесплатно получить в INTERNET через службу ИНФОМАГ, организованную в Московском Физико-Техническом институте.

Материалы службы ИНФОМАГ доступны в режиме ON-LINE через сервер РосНИИРОС по следующим URL:

<http://www.ripn.net/infomag/>
<gopher://gopher.ripn.net/>
<telnet://info.ripn.net/>

Для получения материалов службы ИНФОМАГ по подписке через электронную почту следует направить письмо с командой HELP по адресу im@ripn.net

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

Разработка и исследование трансформаторов для установок электроводонагрева

КУЗЬМИН В.М., СЕРИКОВ А.В.

Представлены результаты по разработке и исследованию электроводонагревателей трансформаторного типа, которые выгодно отличаются от других типов нагревательных элементов высокой электробезопасностью и надежностью. Приведены результаты моделирования теплового поля методом конечных элементов для трехфазного трансформатора с пространственной магнитной системой и короткозамкнутой вторичной обмоткой. Даны рекомендации по выбору электромагнитных нагрузок и размерных соотношений при проектировании трансформаторов мощностью 10-40 кВт.

В настоящее время горячее водоснабжение и обогрев жилых и промышленных помещений в крупных городах и промышленных центрах осуществляется с помощью ТЭЦ, а в небольших городах и поселках — с помощью котельных и печного отопления. При таком теплоснабжении помещения оборудуют системами центрального водяного отопления и горячего водоснабжения. Особенno остро стоит проблема получения тепла в небольших населенных пунктах, фермерских хозяйствах и т.д., удаленных от тепломагистралей. В ряде случаев строительство маломощных котельных, обеспечение их привозным топливом и обслуживающим персоналом встречают значительные затруднения.

Традиционные источники тепловой энергии обладают рядом существенных недостатков: низкий КПД, определенные сложности в доставке тепла потребителю и т.д. Необходимость строительства ТЭЦ и котельных в непосредственной близости от потребителя ухудшает экологическую обстановку в жилых микрорайонах. Поэтому представляет значительный интерес получение горячей воды и непосредственный обогрев таких объектов с помощью электронагрева, реализация которого не требует значительных капиталовложений, строительных работ и постоянного обслуживающего персонала. При этом повышается надежность оборудования, облегчается контроль и регулирование температуры.

При всём многообразии конструкций следует выделить основные группы нагревательных элементов (НЭ): резистивные, электродные, индукционные и трансформаторного типа, которые нашли наиболее широкое применение в промышленном производстве и в быту. В результате критического анализа распространённых принципов построения НЭ установлено, что элементы первой и второй групп обладают рядом существенных недостатков, ограничиваю-

ящих область их применения. Этими недостатками являются низкий класс электробезопасности, невысокая надёжность и долговечность, а для нагревательных элементов индукционного типа характерен низкий коэффициент мощности.

Качественно улучшить условия подготовки горячей воды помогут нагревательные элементы трансформаторного типа (НЭТ), в которых индуктор, как в обычных силовых трансформаторах, состоит из магнитопровода и первичной обмотки. Особенностью конструкции таких элементов является вторичная обмотка, выполненная в виде короткозамкнутого (КЗ) витка, в котором выделяется основная доля тепла. Вторичная обмотка непосредственно, без промежуточного теплообменника или дополнительного слоя изоляции, омывается нагреваемой водой. Такое техническое решение позволяет получить более безопасный в эксплуатации нагревательный элемент с большим сроком службы.

В связи с вышеизложенным возникает необходимость разработки новых типов НЭ, обеспечивающих повышенный класс электробезопасности, высокую надёжность и долговечность при минимальных массо-стоимостных показателях. Применение трансформаторов с КЗ вторичной обмоткой в качестве НЭ является одним из наиболее эффективных путей повышения надёжности и безопасности систем децентрализованного горячего водоснабжения и отопления небольших промышленных и сельскохозяйственных предприятий и бытового сектора.

Достоинства НЭТ:

1. Высокий класс защиты от поражения электрическим током, который обеспечивается:
 - а) отсутствием электрической связи между вторичной обмоткой и сетью;
 - б) многоуровневой электрической изоляцией первичной обмотки;
 - в) выбором при расчетах напряжения витка таким образом, чтобы электрический потен-

циал на вторичной обмотке был менее допустимого по условиям безопасной эксплуатации.

2. Большой срок службы. Так как этот показатель в основном зависит от срока службы изоляционных материалов, применяемых в трансформаторе, то при расчетах электромагнитные нагрузки и основные соотношения выбираются так, чтобы температура первичной обмотки не превышала допустимых, для заданного класса нагревостойкости, значений. Большая поверхность теплоотдачи резко снижает интенсивность образования накипи, что обеспечивает стабильность теплового режима и повышает срок службы трансформатора для установок электронагрева.

3. Высокий, в сравнении с индукционными нагревательными элементами, коэффициент мощности, обеспечивающийся наличием шихтованного магнитопровода и малым рассеянием обмоток.

К недостаткам НЭТ следует отнести большие, по сравнению с резистивными нагревателями, массу и размеры. Однако следует учитывать, что масса и размеры НЭ обычно не составляют основную часть массы и размеров всего электроводонагревательного устройства. Поэтому указанные недостатки в большинстве случаев не являются определяющими факторами.

В результате сравнительного анализа конструкций короткозамкнутых трансформаторов выявлено, что одним из наиболее эффективных способов повышения технико-экономических показателей электроводонагревательных устройств является использование в качестве трёхфазных НЭ трансформаторов с КЗ вторичной обмоткой и пространственной магнитной системой [1]. Такой НЭТ выполнен на основе магнитной системы, состоящей из трёх стержней 1, расположенных в одной плоскости под углом 120° друг к другу (рис.1). Ярмо магнитопровода 2 имеет вид тороида. Первичная обмотка 3 расположена на стержнях магнитопровода. Вторичная обмотка, выполненная из трёх труб 5, расположена между стержнями магнитопровода. Торцы труб соединены между собой накоротко электропроводящими дисками 6, образующими совместно с внешней оболочкой трансформатора 4 герметичную камеру, внутри которой расположен индуктор. Достоинствами описанной конструкции является симметричность, компактность, высокие энергетические, массогабаритные, стоимостные и технологические показатели.

В настоящее время отсутствуют сведения об особенностях тепловых процессов в НЭТ, а также рекомендации по выбору материалов, геометрических соотношений и электромагнитных нагрузок. С целью анализа особенностей тепловых процессов и определения максимальной

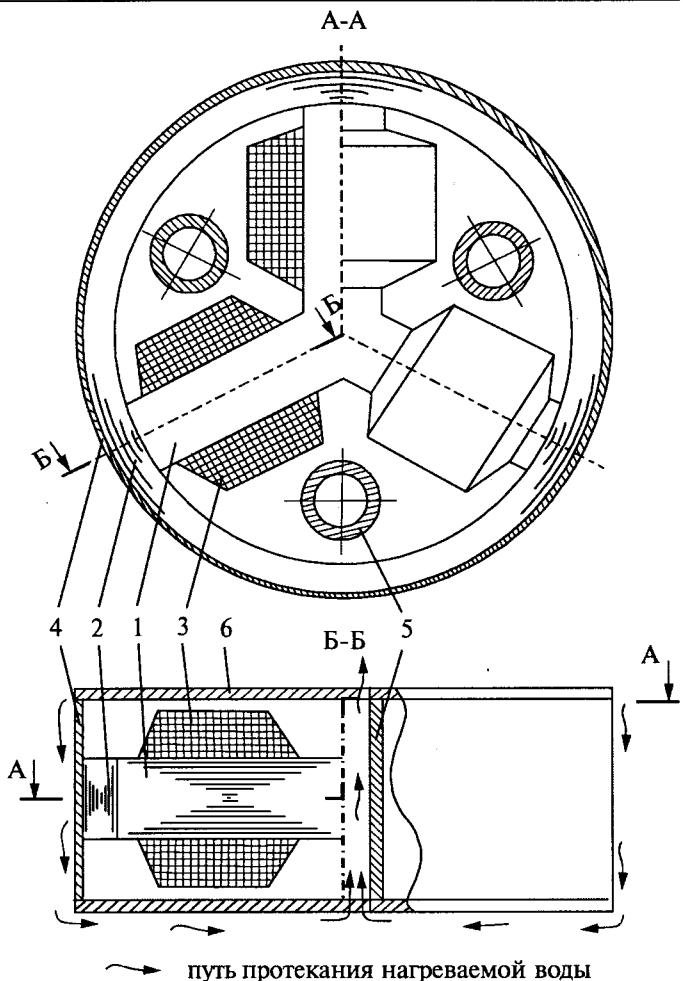


Рис.1. Трехфазный трансформатор для установок электроводонагрева

температуры изоляции, которая во многом влияет на надёжность и долговечность трансформатора, разработана математическая модель теплового поля с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Учитывая симметричность конструкции трансформатора модель реализована для среднего сечения одного сектора в прямоугольной системе координат x, y (рис.2) при следующих допущениях.

1. Тепловой поток на смежных сторонах сектора отсутствует.

2. Область исследования кусочно-однородна, а коэффициенты теплопроводности материалов и мощность источников тепла не зависят от температуры.

3. Главные оси анизотропии сред совпадают с осями координат x, y .

С учётом принятых допущений тепловое поле трансформатора описывается двухмерным уравнением теплопроводности в сечении $0xy$ [2]

$$\lambda_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q_V = 0, \quad (1)$$

где T — температура; λ_x, λ_y — коэффициенты теплопроводности среды по осям x и y , соот-

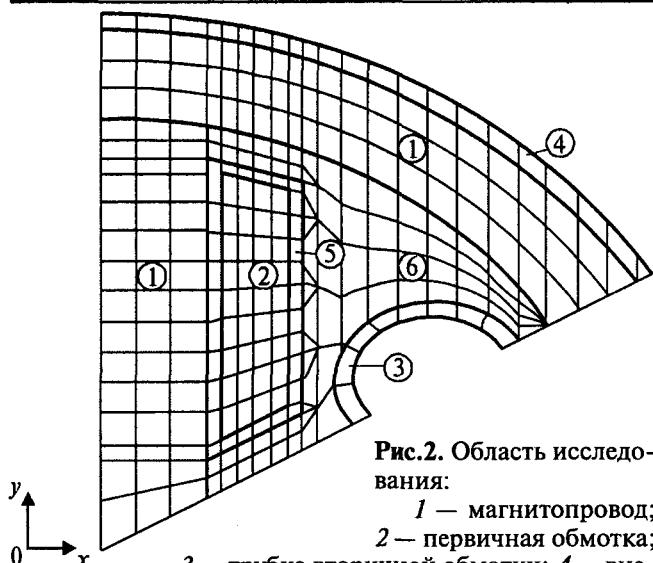


Рис.2. Область исследования:
1 — магнитопровод;
2 — первичная обмотка;
3 — трубка вторичной обмотки; 4 — внешняя оболочка трансформатора; 5 — изоляция первичной обмотки; 6 — компенсационная обмотка

ветственно; q_v — удельная мощность источников тепла.

На внутренней поверхности трубы вторичной обмотки и внешней поверхности герметизирующей оболочки справедливы граничные условия конвективной теплоотдачи в воду [2]

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} + \alpha(T - T_b) = 0, \quad (2)$$

где n — внешняя нормаль к границе; α — коэффициент теплоотдачи; T_b — температура нагреваемой воды.

На прилегающих сторонах сектора справедливо условие теплоизоляции

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = 0. \quad (3)$$

Для решения задачи сечение трансформатора разбивается на совокупность треугольных элементов так, чтобы границы раздела сред совпадали со сторонами треугольников. В методе конечных элементов решение уравнения (1) с граничными условиями (2) и (3) заменяется поиском функций, минимизирующей функционал [3]

$$\begin{aligned} J &= \int_V f_V dV + \int_S f_S dS = \\ &= \int_V \frac{1}{2} \left[\lambda_x \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \lambda_y \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 - 2q_v T \right] dV + \\ &+ \int_S \frac{\alpha}{2} (T - T_b)^2 dS. \end{aligned}$$

Минимизация функционала приводит к системе линейных уравнений, причем матрица ее имеет симметричную и ленточную структуру [4,5]. Система решалась методом квадратных

корней, который учитывает структуру матрицы.

Коэффициенты конвективной теплоотдачи (КТО) при вынужденном течении воды определялись по известным формулам [6]

$$\alpha_v = \frac{\lambda_w}{D_h} Nu, \quad (4)$$

где λ_w — коэффициент теплопроводности воды; D_h — гидравлический диаметр канала; Nu — безразмерное число Нуссельта.

Число Нуссельта для ламинарного и турбулентного режимов соответственно определялось по выражениям [6].

$$Nu = 1,86 (Re \cdot Pr)^{0,33} \left(\frac{D_h}{L_k} \right)^{0,33} \left(\frac{\mu_w}{\mu_s} \right)^{0,14};$$

$$Nu = 0,036 Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \left(\frac{D_h}{L_k} \right)^{0,055},$$

где Re , Pr — безразмерные числа Рейнольдса и Прандтля; L_k — длина канала; μ_w , μ_s — коэффициенты динамической вязкости воды при среднемассовой температуре и температуре теплоотдающей поверхности.

В случае, когда температура теплоотдающей поверхности будет выше температуры насыщения воды $T_{\text{нас}}$ (при атмосферном давлении $T_{\text{нас}} = 100^{\circ}\text{C}$), возникает кипение воды. Суммарную плотность теплового потока q при кипении в условиях вынужденной конвекции получаем с помощью прибавления плотности теплового потока $q_{\text{кип}}$ при кипении неподвижной жидкости к плотности теплового потока q_v при вынужденной конвекции без кипения [6]

$$q = q_{\text{кип}} + q_v.$$

Указанный метод суперпозиции дает вполне удовлетворительные результаты, когда в процессе кипения испаряется лишь незначительная часть жидкости [6]. Именно такие условия имеют место в рассматриваемом случае. Однако сложность заключается в том, что для расчета q и q_v используется разность температуры теплоотдающей стенки и среднемассовой температуры воды ($T_s - T_b$), а для расчета $q_{\text{кип}}$ используется температурный напор между стенкой и температурой насыщения ($T_s - T_{\text{нас}}$).

Плотность теплового потока определяется по эмпирической формуле [6]

$$q_{\text{кип}} = \left[\frac{c_{\text{нас}} (T_s - T_{\text{нас}})}{h_{fg} \Pr_{\text{нас}}^{1,7} c_{sf}} \right]^3 \frac{\mu_{\text{нас}} h_{fg} \sqrt{g(\rho_{\text{нас}} - \rho_{\text{пар}})}}{\sqrt{\sigma}}, \quad (5)$$

где $c_{\text{нас}}$ — теплоемкость насыщенной жидкости; h_{fg} — скрытая теплота парообразования; g — ускорение свободного падения; $\rho_{\text{нас}}$, $\rho_{\text{пар}}$ — плотности насыщенных жидкости и пара; σ — поверхностное натяжение на границе раз-

дела жидкость-пар; $\mu_{\text{нас}}$ — вязкость насыщенной жидкости; $Pr_{\text{нас}}$ — число Прандтля для насыщенной жидкости; c_{sf} — безразмерная эмперическая постоянная, зависящая от свойств поверхности нагрева и жидкости.

Для воды эти параметры при $T_{\text{нас}}=100^{\circ}\text{C}$ [6]

$$c_{\text{нас}}=4211 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^{\circ}\text{C}); h_f=2,257\cdot 10^6 \text{ Дж}/\text{кг};$$

$$\rho_{\text{нас}}=957 \text{ кг}/\text{м}^3; \rho_{\text{пар}}=0,6 \text{ кг}/\text{м}^3; \sigma = 0,0588 \text{ Н}/\text{м};$$

$$Pr_{\text{нас}}=1,74; g=9,81 \text{ м}/\text{с}^2;$$

$$\mu_{\text{нас}}=278\cdot 10^{-6}; c_{sf}=0,013.$$

С учетом приведенных значений выражение (5) приобретает вид

$$q_{\text{кип}}=44(T_s - 100)^3 = 44\Delta T_{\text{нас}}^3.$$

Тогда при известных температурах воды и стенки суммарный коэффициент теплоотдачи при кипении в условиях вынужденной конвекции определяется по формуле

$$\alpha = \frac{44(T_s - 100)^3}{T_s - T_b} + \alpha_v, \quad (6)$$

где $\alpha_v = \frac{q_v}{T_s - T_b}$ — КТО при вынужденной конвекции без кипения, определяемый выражением (4).

Формула (6) используется для уточнения коэффициента теплоотдачи на очередном итерационном шаге. Однако практика расчётов показала, что её использование приводит к очень медленной сходимости итерационного процесса. Это объясняется сильной нелинейной зависимостью коэффициента теплоотдачи от температуры стенки. Более целесообразным является использование значения плотности теплового потока, полученного на предыдущем итерационном шаге. В этом случае коэффициент теплоотдачи при $T_s > 100^{\circ}\text{C}$ уточняется по формуле

$$\alpha = \frac{q}{100 + \Delta T_{\text{нас}} - T_b}; \Delta T_{\text{нас}} = \sqrt[3]{\frac{q - \alpha_v(T_s' - T_b)}{44}}, \quad (7)$$

где q — плотность теплового потока, полученная по данным предыдущего итерационного шага; T_s' — температура теплоотдающей стенки, полученная на предыдущем шаге; T_b — уточненное значение среднемассовой температуры воды; α_v — уточненное значение коэффициента теплоотдачи за счет только вынужденной конвекции.

Уточнение КТО на каждом шаге приближений проводилось итерационным методом по формуле (4) при $T_s \leq 100^{\circ}\text{C}$ или (7) при $T_s > 100^{\circ}\text{C}$. Причем для ускорения сходимости применялся релаксационный процесс, при котором

КТО определялся по следующей формуле:

$$\alpha^{(n+1)} = \alpha^{(n)} + U_p(\alpha^{(n+1/2)} - \alpha^{(n)}),$$

где $\alpha^{(n)}$ — значение КТО на предыдущем шаге; $\alpha^{(n+1/2)}$ — уточненное значение, полученное по формуле (4) или (7); U_p — коэффициент релаксации.

При рассмотрении граничных условий конвективного теплообмена предполагалось, что температура воды, которая омывает внутреннюю поверхность трубок и внешнюю поверхность герметизирующей оболочки, известна. Особенностью является то, что режим течения воды, омывающей поверхности теплоотдачи, ламинарный, в связи с большим расчетным диаметром трубок.

В работе реализована математическая модель теплового поля НЭТ в виде программы для ЭВМ, написанной на языке Паскаль. С помощью этой модели выполнен расчет поля для трансформатора с КЗ вторичной обмоткой из нержавеющей стали, мощностью 25 кВт, работающего в проточном режиме. Коэффициенты теплопроводности материалов выбраны по [6] и имеют следующие значения, Вт/(м·°C):

- сердечник вдоль листов — 20,0;
- сердечник поперек листов — 3,0;
- первичная обмотка поперек проводников — 0,7;
- вторичная обмотка — 50,0;
- герметизирующая оболочка — 50,0;
- изоляция между обмотками, сердечником и первичной обмоткой — 0,2.

Остальные исходные данные имеют значения:

- температура воды на входе — 10°C;
- температура воды на выходе — 75°C;
- потери в сердечнике — 142 Вт;
- потери в первичной обмотке — 216 Вт;
- расход воды — 5,2 л/мин;
- скорость воды в трубках — $3,03\cdot 10^{-3}$ м/с;
- скорость воды, омывающей герметизирующую оболочку — $9,08\cdot 10^{-3}$ м/с;
- внутренний диаметр трубок — 0,105 м;
- длина трубок — 0,25 м;
- суммарная площадь поверхности теплоотдачи трех трубок — 0,259 м²;
- площадь поверхности теплоотдачи герметичной оболочки — 0,469 м².

На рис.3 показана картина распределения температуры в исследуемом сечении трансформатора. Анализ теплового поля показывает, что максимальная температура наблюдается в районе первичной обмотки и составляет 150°C. Основная доля тепла идет на нагрев воды, протекающей в трубках (23,8 кВт), а часть тепла от первичной и вторичной обмоток через изоляцию и магнитопровод отводится с наружной поверхности трансформатора (1200 Вт). Макси-

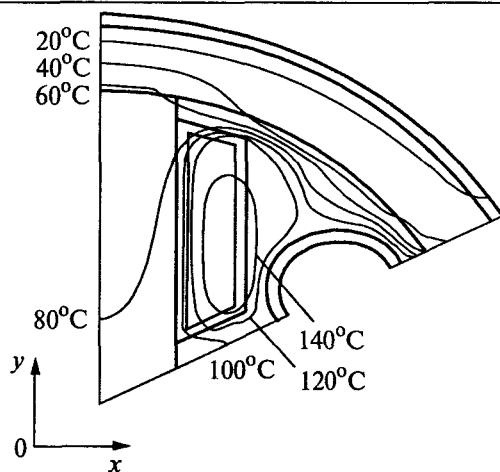


Рис.3. Тепловое поле в среднем сечении трансформатора

мальная температура поверхности вторичной обмотки 110°C . Вода, омывающая эту поверхность, начинает кипеть, что нежелательно с точки зрения возникновения накипи и ухудшения теплового состояния трансформатора. Это объясняется ламинарным режимом течения воды в трубках и низким КТО. Поэтому целесообразно принять меры для увеличения интенсивности теплоотдачи с помощью турбулизации течения за счёт искусственного усложнения пути протекания воды, либо за счёт уменьшения сечения канала и увеличения скорости протекания воды.

Для более полного описания электромагнитных и тепловых процессов, протекающих в трансформаторе, разработана методика электромагнитного расчета [7], учитывающая особенности работы и эксплуатации исследуемых трансформаторов. Этими особенностями являются: наличие одновитковой КЗ вторичной обмотки с большой плотностью тока, в которой сосредоточена основная часть потерь; наличие водяного охлаждения с естественной или искусственной конвекцией; в качестве нагрузки выступает КЗ вторичная обмотка, сопротивление которой постоянно. При проектировании учитывались следующие обстоятельства. Во-первых, для обеспечения повышенной электробезопасности максимальное напряжение прикосновения к вторичной обмотке должно быть меньше допустимого по условиям эксплуатации. Во-вторых, с целью замедления процесса образования накипи плотность теплового потока с теплоотдающей поверхности ограничивается $10 \text{ Вт}/\text{см}^2$. Эти обстоятельства учитывались при подборе размеров трубок. Важным является то, что все тепловые потери трансформатора при работе в качестве нагревательного элемента идут на нагрев воды и электромагнитный КПД может быть меньше, чем у классических транс-

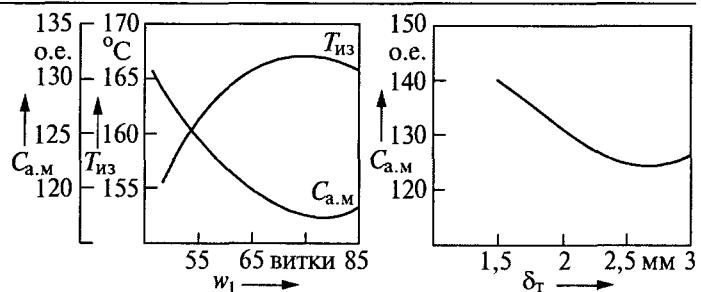


Рис.4. Результаты исследования трехфазного НЭТ

форматоров, поэтому допустимо завышение электромагнитных нагрузок.

С целью создания рекомендаций при проектировании таких устройств в работе исследовано влияние электромагнитных нагрузок, числа витков w_1 в первичной обмотке и толщины трубы вторичной обмотки δ_t на стоимость активных материалов трансформатора $C_{a.m}$ и максимальную температуру изоляции $T_{из}$. Математическая модель, которая связывает все перечисленные параметры, получена с помощью метода планирования эксперимента на основе центрального композиционного плана второго порядка, что позволяет получить достаточно точные аппроксимирующие выражения в виде полиномов второй степени [8]. Результаты исследования трансформатора мощностью 25 кВт в виде графиков представлены на рис.4. Зависимость стоимости от числа витков при постоянной плотности тока и индукции имеет вид пологой кривой с точкой экстремума, в которой наблюдается минимум. Зависимость максимальной температуры изоляции от w_1 при тех же условиях также имеет экстремум (максимум) в зоне больших значений w_1 , поэтому число витков в первичной обмотке при расчетах следует принимать в пределах 60–70. При больших значениях w_1 трудно обеспечить необходимую $T_{из}$ и требуется значительное снижение плотности тока, что сказывается на стоимости. При меньших значениях w_1 не обеспечивается необходимый по условиям безопасной эксплуатации НЭТ потенциал на вторичной обмотке.

Исследования показали, что выбор w_1 выше 75 витков приводит к значительному возрастанию диаметра трубы, так как ток обмотки низшего напряжения возрастает пропорционально уменьшению напряжения витка и для обеспечения требуемой мощности необходимо уменьшать сопротивление трубы за счет повышения ее диаметра. Эти обстоятельства приводят к увеличению габаритных размеров магнитопровода, массы и стоимости активных материалов. При этом повышение стоимости происходит более быстрыми темпами, чем уменьшение температуры и при $w_1 > 75$ витков не-

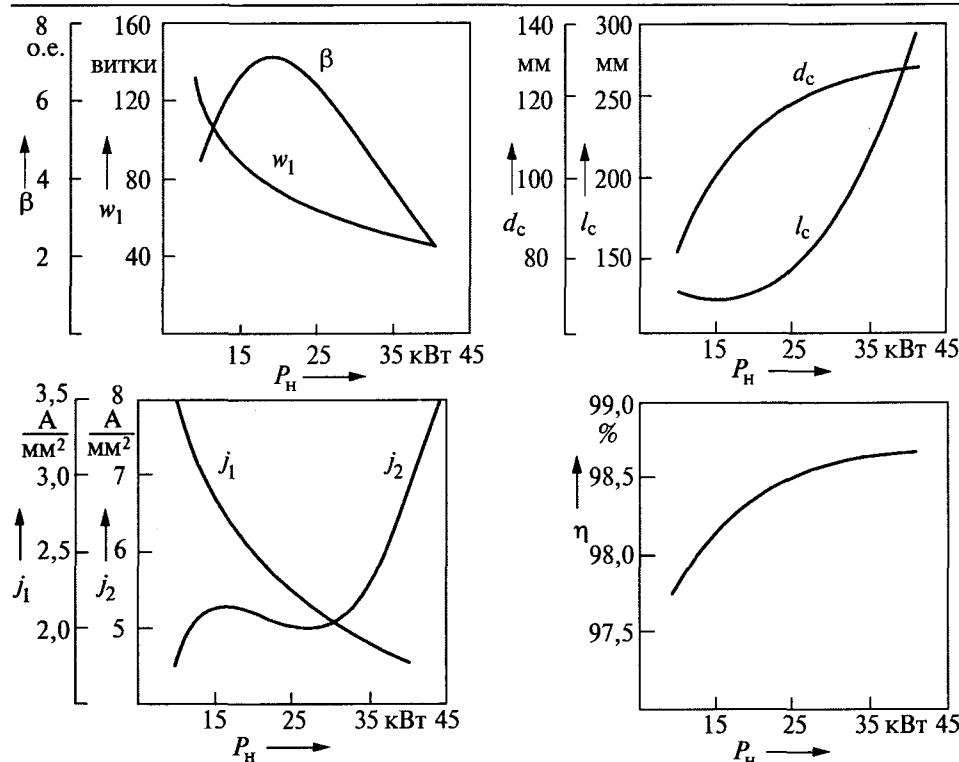


Рис.5. Результаты проектирования трехфазных НЭТ:

β — отношение средней длины витка первичной обмотки к длине стержня, занимаемой обмоткой; d_c , l_c — диаметр и длина стержня магнитопровода; j_1 , j_2 — плотности тока в первичной обмотке и трубках вторичной обмотки; η — электромагнитный КПД

возможно получить требуемые условия по нагреву. Зависимость стоимости активных материалов от толщины трубы δ_t при постоянной индукции B_c и допустимой температуре изоляции имеет минимум (рис.4). Анализ этих зависимостей показал, что при толщине стенки трубы менее 2 мм для обеспечения требуемого сопротивления необходимо увеличивать диаметр трубы, что влечет за собой повышение габаритов и стоимости магнитопровода. При толщине трубы более 3 мм для обеспечения необходимого сопротивления, ее диаметр необходимо уменьшать. С другой стороны, чтобы обеспечить требуемую поверхность охлаждения необходимо увеличивать длину трубы. В этом случае резко повышается температура изоляции и приходится снижать плотность тока в первичной обмотке, что является причиной повышения ее стоимости.

Анализ результатов проектирования серии трехфазных трансформаторов с пространственной магнитной системой и одновитковой КЗ вторичной обмоткой мощностью 10–40 кВт (рис.5) позволяет оценить влияние мощности P_H на изменение основных геометрических соотношений, размеров магнитопровода и электромагнитных нагрузок и являются рекомендациями для проектирования.

Выходы

1. При создании ЭВН малой и средней мощности, которые должны отвечать повышенным требованиям электробезопасности, надежности и долговечности, целесообразно применение в качестве нагревательных элементов специальных видов трансформаторов с короткозамкнутой вторичной обмоткой.

2. Предложено новое техническое решение трехфазного трансформатора с короткозамкнутой вторичной обмоткой и с пространственной магнитной системой для устройства нагрева воды, отвечающего повышенным требованиям электробезопасности, надежности и долговечности.

3. Разработана математическая модель теплового поля в сечении трехфазного короткозамкнутого

трансформатора с помощью метода конечных элементов. Математическая модель реализована в виде программы для ЭВМ, написанной на языке Паскаль. Приведены результаты теплового расчета трансформатора с вторичной обмоткой из нержавеющей стали, мощностью 25 кВт, работающего в проточном режиме.

4. Предложены рекомендации по определению варианта при проектировании трансформатора минимальной стоимости с использованием математического аппарата метода планирования эксперимента. Приведены результаты проектирования серии трёхфазных трансформаторов для электроводонагревателей мощностью 10–40 кВт.

5. Разработанные математические модели, учитывающие особенности конструкции, режима работы и эксплуатации, позволяют проектировать на ЭВМ трехфазные трансформаторы с пространственной магнитной системой и короткозамкнутой вторичной обмоткой для установок электроводонагрева и позволяют получить рекомендации по выбору электромагнитных нагрузок, основных размеров и размерных соотношений.

Список литературы

1. Пат. 2101882 РФ. Кл H05B 6/10, F24H 1/10. Электроводонагревательное устройство трансформаторно-

- го типа / В.М. Кузьмин, А.В. Сериков, С.П.Бобровский // Открытия. Изобретения. 1998. № 1.
2. Филиппов И.Ф. Основы теплообмена в электрических машинах. Л.: Энергия, 1974.
3. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. М.: Мир, 1979.
4. Норри Д.Ж. де Фриз. Введение в метод конечных элементов. М.: Мир, 1981.
5. Фадеев Д.К., Фадеева В.Н. Вычислительные методы линейной алгебры. М.: Физматгиз, 1960.
6. Крейт Ф., Блэк У. Основы теплопередачи. М.: Мир, 1983.
7. Сериков А.В., Кузьмин В.М. Особенности электромагнитного расчета трехфазного нагревательного элемента трансформаторного типа с пространственной магнитной системой//Электромеханика и автоматизация производственных систем. Комсомольск-на-Амуре, КнАГТУ, 1996. Сб.5. Вып.1. С.57-66.
8. Ивоботенко Б.А., Ильинский Н., Копылов И.П.

Планирование эксперимента в электромеханике. М.: Энергия, 1975.

Кузьмин В.М. — заведующий кафедрой "Электромеханика" Комсомольского-на Амуре технического университета (КнАГТУ). В 1975 г. окончил строительный факультет Комсомольского-на Амуре политехнического института (КнАПИ) по специальности "Электрические машины". В 1982 г. в Томском политехническом институте защитил кандидатскую диссертацию по теме "Автономный источник с электромашинным формированием кривой выходного напряжения".

Сериков А.В. — доцент кафедры "Электромеханика" КнАГТУ. В 1991 г. окончил электротехнический факультет КнАПИ. В 1997 г. в Томском политехническом университете защитил кандидатскую диссертацию по теме "Трансформаторы для установок электронагрева".

Определение температуры рабочего конца электрода рудно-термической печи во время простоя

ПЕДРО А.А., доктор техн. наук

ООО "НИИГИПРОХИМ-НАУКА"

Одним из важнейших факторов повышения надежности работы электродов рудно-термических печей является правильный выбор режима разогрева печи после простоя.

При повышенных скоростях разогрева возможно образование термических трещин в теле электрода, приводящих в конечном итоге к его обрыву или сколам на нем. В тоже время при замедленном разогреве время выхода печи на рабочий режим будет больше необходимого, т.е. печь недодаст продукцию.

Кроме того, при длительныхстоях возможно так называемое переохлаждение ванны, сопровождающееся увеличением ее электрического сопротивления. Пуск такой печи затруднен и обычно перемещением электродов пытаются добиться появления в них тока. Последнее нередко приводит к обломкам электродов.

Для предупреждения "переохлаждения" ванны периодическимиключениями печи на минимальной мощности стараются поддерживать такой уровень проводимости ванны, который позволил бы в дальнейшем произвести вывод печи на рабочий режим без каких-либо осложнений.

В настоящее время этиключения носят субъективный характер, причем далеко не оптимальный. Нередко в этих случаях печь вообще не отключают и она работает с некоторой

минимальной мощностью, т.е. практически с непроизводительнойтратой электроэнергии.

Отсюда кратковременные обоснованныеключения печи с целью поддержания необходимой проводимости ванны имели бы большое практическое значение.

Предложено много способов определения режима разогрева печи после простоя, например [1–3]. Не вдаваясь подробно в их описание, следует заметить, что практически все они носят эмпирический характер и, в конце концов, недостаточно обоснованы.

Основной их недостаток — отсутствие надежного критерия определения начального (пускового) тока или напряжения и режима разогрева печи. В данном случае под пусковым током подразумевается ток, который устанавливается в начале разогрева печи в соответствии с тепловым состоянием электрода и печи и заданным режимом разогрева.

Безусловно, наиболее надежным критерием может быть только значение теплового состояния электрода, т.е. характера температурных полей в его теле при отключении печи и их изменение в процессе остывания и нагрева.

Наиболее достоверным методом оценки теплового состояния электрода является его зондирование [3]. Недостатком этого метода помимо его сложности является то, что контроль

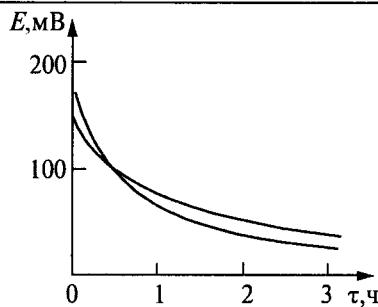


Рис.1. Изменение ЭДС E в цепи "электрод-земля" на печи РКЗ-80Ф во время простоя

температуры возможен только на стартовых электродах. На печах, находящихся в эксплуатации, термопары обычно сгорают или закорачиваются металлом плавящейся трубы-кузова, не доходя 1,0—1,5 м до торца электрода.

На практике о температуре рабочего конца электрода обычно судят по косвенным показателям, таким как температура кузова печи, футеровки или продолжительности простоя. Однако такая оценка является весьма приблизительной.

На ряде руднотермических печей: для производства фосфора, карбида кальция, плавленых фосфатов было отмечено, что после отключения печи, т.е. снятия рабочего напряжения, на регистрирующем приборе (милливольтметре), включенном параллельно фазному вольтметру, фиксируется некоторое значение, равное в первоначальный момент сразу после отключения печи 150—200 мВ и постепенно убывающее по мере остывания печи (рис.1).

В измерительной цепи направление этой ЭДС от электрода к "земле", т.е. на электроде находится "+".

Стремление к выравниванию температуры между различно нагретыми однородными контактами "электрод-электролит" (углеродистая футеровка-материал, заполняющий ванну, и углеродистый электрод — тот же материал) делает возможным протекание процессов, которые способствуют этому выравниванию. Следствием этих процессов является появление ЭДС, вызванной тепловыми эффектами как на месте контактов "электрод-электролит" (эффект Пельтье), так и в однородных проводниках, имеющих градиент температуры (эффект Томсона) [4]. Проще говоря, если два электрода одной природы, погруженные в один и тот же электролит, находятся при разных температурах, то между этими электродами возникает ЭДС. Такая электрохимическая система называется термогальваническим элементом. Положительным полюсом в этой системе служит электрод с большей температурой.

Термодинамической характеристикой такого элемента является его температурный коэффициент термоЭДС или термопотенциал.

Значение термопотенциала, т.е. работу термогальванического элемента, отражают два процессы: гетерогенный и гомогенный. Первый обусловлен электрохимической реакцией, протекающей на границе "электрод-электролит", второй связан с температурным градиентом в электролите.

Общая схема термогальванического элемента и его термоЭДС, как суммы скачков потенциала для фосфорной печи, показана на рис.2.

Существование термоЭДС на стартовых электродах, когда практически отсутствует химическое взаимодействие углеродистых электрода и футеровки с компонентами коксовой "постели" — коксом, подтверждает мнение о том, что в данном случае термоэлектрический эффект вызван градиентом температуры в слое кокса и разницей температуры в контактах этого кокса с электродом и футеровкой (подиной).

В то же время, гораздо большие значения термоЭДС, отмеченные на рабочих электродах во время простоя, по сравнению со стартовыми, не исключают наложения и Нернستонского потенциала. Его возникновение может быть вызвано различной скоростью протекания химических реакций у поверхности электрода и футеровки из-за различной температуры на них. Этими реакциями могут быть реакции восстановления, где в качестве восстановителя выступает углерод электрода и футеровки. Возникающая в обоих случаях ЭДС определяется уравнением Нернста:

$$E = -\frac{RT}{nF} \ln K,$$

где R — газовая постоянная; T — температура; n — заряд переносчиков тока (ионов); F — число Фарадея; K — константа равновесия реакции, зависящая от активностей (концентраций) исходных веществ и продуктов реакции.

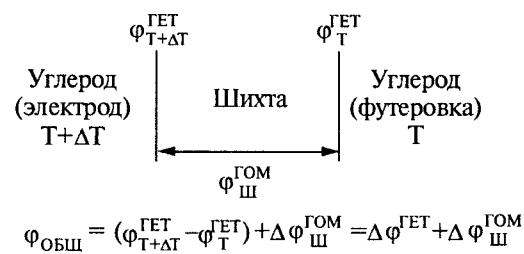


Рис.2. Схема термогальванического элемента, существующего в руднотермической печи после прекращения подачи энергии

Поскольку для руднотермических печей во время простоя активности веществ, реагирующих у поверхности электрода и футеровки (подины), можно считать постоянными, то термоЭДС, измеренная в цепи "электрод-земля" и возникающая в результате химического взаимодействия,

$$E = E_1 - E_2 = \frac{R}{nF} (T_1 - T_2) \ln K.$$

Здесь символы 1 и 2 относятся, соответственно, к процессам на поверхности электрода и на поверхности футеровки (подины). Как в случае гомогенной природы возникновения термоЭДС, так и в результате химического взаимодействия, на электроде будет находиться "+", т.е. направление тока будет от электрода к "земле".

Как следует из предыдущего уравнения, зависимость $E = f(T_1 - T_2)$ имеет прямолинейный вид:

$$E = a(T_1 - T_2),$$

где $a = \frac{R}{nF} \ln K$.

Температура футеровки (подины) T_2 относительно легко контролируется путем закладки в нее термопары. Тогда при известном значении T_2 по значению E можно определить такой важный показатель работы руднотермической печи, как температура рабочего конца электрода во время простоя печи:

$$T_1 = T_2 + aE.$$

Для определения связи между термогальванической ЭДС и температурой рабочего конца электрода осуществлялось зондирование стартовых и рабочих электродов печи РКЗ-80Ф для получения фосфора. Термозонд представлял собой металлическую трубу с помещенными в нее в алюндовой соломке вольфрам-рениевыми термопарами. Кроме того, с помощью термопары, установленной в районе шлаковой летки, определялась температура на подине печи.

На рис.3 представлены кривые изменения термоЭДС E во время нескольких последовательных отключений печи в период коксования стартовых электродов.

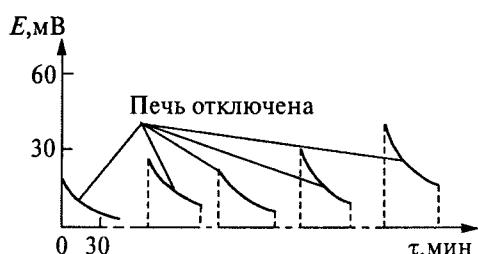


Рис.3. Изменения термоЭДС E при отключениях печи РКЗ-80Ф во время коксования стартовых электродов

последующих отключений печи в период коксования стартовых электродов. Как видно из рис.3, при каждом отключении печи значение термоЭДС в момент отключения выше, чем при предыдущем отключении. Это говорит о росте температуры электрода. Однако значения термоЭДС при каждом последующем включении печи не всегда выше, чем при предыдущем. Это свидетельствует о том, что печь в данном случае находилась отключенной больше, чем было необходимо, и включать ее для дальнейшего разогрева следовало раньше. Даже такой простой контроль изменения термоЭДС позволяет в какой-то степени судить о ходе процесса коксования.

Математическая обработка полученных данных показала одинаковый характер зависимостей $T_{\text{эл}} = f(\tau)$, $T_{\text{п}} = f(\tau)$, $\Delta T = f(\tau)$ и $E = f(\tau)$, где $T_{\text{эл}}$ и $T_{\text{п}}$ — температура, соответственно, электрода и подины; E — значение термоЭДС; τ — время от начала простоя (отключения).

Эти зависимости описываются уравнениями $T_{\text{эл}} = A_1 e^{-B_1 \tau}$, $T_{\text{п}} = A_2 e^{-B_2 \tau}$, $\Delta T = A_3 e^{-B_3 \tau}$, $E = A_4 e^{-B_4 \tau}$, где $A_1, A_2, A_3, A_4, B_1, B_2, B_3, B_4$ — коэффициенты.

В логарифмических координатах все отмеченные зависимости носят прямолинейный характер, а коэффициенты A пропорциональны соответствующим значениям $T_{\text{эл}}$, $T_{\text{п}}$, ΔT и E в момент отключения печи и, как показала дальнейшая обработка полученных результатов, зависят от потребляемой мощности в момент отключения печи $P_{\text{отк}}$. Это подтверждается рис.4, на котором показана зависимость A_4 от $P_{\text{отк}}$.

Все коэффициенты B определяются тепловой инерцией печи и количеством тепла, накопленного печью перед отключением, т.е. некоторой средней мощностью, с которой печь проработала некоторое время перед отключением.

В процессе исследования термогальванического эффекта на руднотермических печах для получения фосфора было отмечено, что температура на поверхности рабочего конца электрода на включенной печи определяется потребляемой мощностью, а температура в центре электрода — некоторой средней мощностью, с которой данный электрод проработал неко-

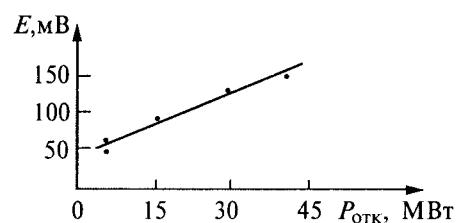


Рис.4. Зависимость термоЭДС E от потребляемой мощности $P_{\text{отк}}$ в момент отключения печи

торое время, предшествующее моменту изменения. Протяженность этого времени зависит от вида технологического процесса, типоразмеров печи и качества электродной массы.

Известно, что температурный перепад в теле электрода, т.е. разница между температурой стенки ($T_{ст}$) и центра ($T_{ц}$) электрода, не должен превышать некоторого критического значения (ΔT_{kp}):

$$T_{ст} - T_{ц} \leq \Delta T_{kp}.$$

В противном случае из-за термических напряжений возможно образование различного рода трещин, приводящих в конечном счете к обрыву электрода по скоксированной части.

Отмеченная зависимость температуры стенки и в центре электрода от потребляемой мощности дает возможность осуществления постоянного контроля температурного перепада в теле электрода и при работе печи.

Выводы

1. В руднотермической печи во время простоя в цепи "электрод-земля" существует ЭДС, обусловленная процессами, сопровождающими

выравнивание температуры между различно нагретыми однородными контактами электрода и углеродистой стенки (подины) печи с материалами, заполняющими ванну, а также градиентом температуры в самом материале шихты.

2. Наличие этой термоЭДС может быть положено в основу разработки принципиально нового метода оценки теплового состояния электрода и ванны печи во время простоя.

3. Этот метод может быть использован для контроля процесса коксования стартовых самообжигающихся электродов, а также для определения режима разогрева печи после простоя.

Список литературы

1. Гасик М.И. Электроды рудовосстановительных электропечей. М.: Металлургия, 1984.
2. Киселев А.М., Рысс М.А., Сухоруков И.Ф., Шихалева Н.П.//Сталь. 1973. № 3. С.239—241.
3. Кашкуль В.В., Гриншпунт А.Г., Люборец И.И. Педовой опыт эксплуатации рудовосстановительных электропечей. М.: Металлургия, 1988.
4. Кузякин Е.Б. Термогальванические элементы с расплавленными или твердыми электролитами//Ионные расплавы. Киев: Наукова думка. 1975. Вып.3. С.90—96.

Метод конечных элементов в динамике электрических сетей с распределенными параметрами

САНКИН Ю.Н. ПИРОЖКОВ С.Л.

Предложен смешанный вариационный принцип решения нестационарных задач динамики для электрической сети с распределёнными параметрами, аргументами которого являются соответствующие величины, преобразованные по Лапласу.

Известно, что различные варианты метода конечных элементов (МКЭ) представляют собой разновидности вариационного метода. Единство природы непостижимым образом выражается в единстве математических и, в частности, вариационных формулировок, для описания различных в физическом плане явлений.

Для разработки МКЭ в динамике электрических сетей с распределенными параметрами используются [1—3]. Проведено сравнение предложенных соотношений с аналогичными формулами МКЭ, полученными точным интегрированием [4].

МКЭ успешно применяется в самых различных задачах. С математической точки зрения метод представляет собой обобщение метода Рэлея-Ритца-Галеркина, поэтому он применим ко всем видам уравнений в частных производных. Однако до сих пор МКЭ не был разработан для исследования нестационарных процес-

сов в электрических сетях с распределенными параметрами.

Известно, что, например, согласно методу Ритца решается не непосредственно дифференциальное уравнение, а задача представляется в эквивалентной вариационной формулировке, а затем ищется приближенное решение в виде комбинации некоторых заданных функций, наделенных некоторыми свойствами искомых решений. В МКЭ эти функции кусочно полиномиальны, что делает метод особенно универсальным и удобным в применении. В предлагаемой работе соответствующие уравнения в частных производных сначала преобразуются по Лапласу и уже затем строятся соотношения МКЭ. И это является новым в предлагаемой работе. Поскольку начальные условия входят в соответствующий функционал, то возникает возможность решения таких задач, как, например, задача о коротком замыкании и связан-

ная с ней задача о срабатывании релейной защиты или задача о внезапной нагрузке сети. Решая систему МКЭ, строятся амплитудно-фазочастотные характеристики (АФЧХ), когда входным воздействием являются величины, зависящие от начальных условий. Затем по построенным АФЧХ строится переходный процесс. В [4] дан вариант МКЭ, когда соответствующие формулы получены точным интегрированием, благодаря чему длина участка сети не ограничена. Однако для короткого участка и при низких частотах точные формулы непригодны, так как возникает особенность типа 0/0 и необходим предельный переход. В этом случае следует воспользоваться полученными здесь формулами МКЭ.

Дифференциальные уравнения длинной линии имеют следующий вид [5]:

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = ri + L \frac{\partial i}{\partial t}; \quad (1)$$

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = gu + c \frac{\partial u}{\partial t}, \quad (2)$$

где u и i — напряжение и ток линии; L и r — индуктивность и сопротивление пары проводов на единицу длины линии; c и g — емкость и проводимость утечки между проводами на единицу длины линии; x — координата отсчитывается от некоторой точки линии, в частности от начала координат.

В операторной форме уравнения (1) и (2) могут быть записаны следующим образом:

$$Du + L \frac{\partial i}{\partial t} + ri = 0; \quad (3)$$

$$D^*i = \left(g + c \frac{\partial}{\partial t} \right) u, \quad (4)$$

где $D = \frac{\partial}{\partial x}$; $D^* = -\frac{\partial}{\partial x}$.

Границные условия:

$$u = u_s; \quad i = i_s; \quad (5)$$

где u_s — напряжение на границе участка; i_s — ток на границе участка.

Условия сопряжения, если линию приходится разбивать на отдельные участки:

$$u_+ = u_-; \quad i_+ = i_- \quad (6)$$

Знаки "+" и "-" относятся к сопрягаемым участкам линии.

Начальные условия:

$$u|_{t=0} = u_0; \quad i|_{t=0} = i_0. \quad (7)$$

Операторы D и D^* сопряжены в смысле Лагранжа:

$$\int_l (Dui - uD^*i) dx = \int_0^l \left(\frac{\partial}{\partial x} ui + u \frac{\partial i}{\partial x} \right) dx = ui|_{0,l} = u_l i_l - u_0 i_0; \quad (8)$$

$$u|_{x=l} = u_l; \quad i|_{x=l} = i_l; \quad u|_{x=0} = u_0; \quad i|_{x=0} = i_0,$$

где l — длина участка линии.

Преобразуем по Лапласу уравнения (3) и (4), граничные условия (5) и условия совместности (6):

$$Du + L(pi - i_0) + ri = 0; \quad (9)$$

$$D^*i - [gu + c(pu - u_0)] = 0; \quad (10)$$

$$u = u_s; \quad i = i_s; \quad (11)$$

$$u_+ = u_-; \quad i_+ = i_-, \quad (12)$$

где $i = i(p); u = u(p)$;

$$i(p) = \int_0^\infty i(t)e^{-pt} dt; \quad u(p) = \int_0^\infty u(t)e^{-pt} dt.$$

Уравнения (9), (10), граничные условия (11) и условия совместности (12) для длинной электрической линии с распределенными параметрами, преобразованными по Лапласу, эквивалентны условию стационарности следующего функционала:

$$e(p) = \frac{1}{2} \int_l \{ [Du + Lpi - 2Li_0 + ri]i + (D^*i - cpi - gu - 2cu_0)u \} dx - \left. - \frac{1}{2}(u - 2u_s)i \right|_{0,l} + \left. \frac{1}{2}u(i - 2i_s) \right|_{0,l} - \left. - \frac{1}{2}u'i \right|_{0,l} + \left. + \frac{1}{2}ui \right|_{0,l}, \quad (13)$$

где $u' = u_+ - u_-; i' = i_+ - i_-$.

При формулировании вариационного принципа (13) используется предложенный Прагером приём, когда опускается знак суммирования по элементам, на которые разбита система [2]. Согласно этому правилу любой из четырёх последних членов может входить или не входить в выражение функционала (13) в зависимости от того, является ли граничная точка узлом, где сходятся несколько ветвей, или краевой точкой, откуда выходит одна ветвь, где заданы начальное напряжение u_s или ток i_s . Вообще граничные условия и условия сопряжения задаются либо по току, либо по напряжению, т.е. сумму последних четырёх слагаемых в функционале (13) необходимо понимать в следующем смысле: если задан граничный ток, то отбрасывается условие по напряжению и наоборот, если задано условие по напряжению, то отбрасывается условие по току. Аналогично поступают с условиями сопряжения. Например, если в начале линии, состоящей из одной ветви, задан ток, а в конце напряжение (рис.1,a), то вместо последних четырёх слагаемых следует написать:

$$\frac{1}{2}(u_0 - 2u_{s0})i_0 + \frac{1}{2}u_l(i_s - 2i_{sl}).$$

Знак каждого слагаемого выбирается согласно правилу, определяемому формулой (8).

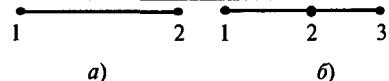


Рис.1. Электрическая линия:

a — состоящая из одного участка; *б* — состоящая из двух участков

В том случае, когда линия разбита на два участка (рис.1,*б*), при тех же граничных условиях и условиях сопряжения по напряжению, вместо четырех последних слагаемых следует написать:

$$\frac{1}{2}(u_+ - 2u_{s+})i_+ + \frac{1}{2}u_{l+}i_{l+} - \frac{1}{2}u_{0-}i_{0-} + \frac{1}{2}(u_{l-} - 2i_{s-}),$$

причем $u_{l+} = u_{0-} = u$; $u_{l+}i_{l+} - u_{0-}i_{0-} = u(i_{l+} - i_{0-}) = ui'$, знак "+" относится к левому участку, знак "-" — к правому.

Вариационный принцип сводится к требованию выполнения дифференциальных уравнений длинной линии (9) и (10) и первого и второго законов Кирхгофа.

Вариация функционала (13) имеет вид:

$$\begin{aligned} \delta e(p) = & \int_l [Du + Lpi - Li_0 + ri] \delta idx + \\ & + \int_l (D^*i - cpi - gu - cu_0) \delta u dx - \\ & - (u - u_s) \delta i|_{0,l} + (i - i_s) \delta u|_{0,l} - u' \delta i|_{0,l} + \delta ui'|_{0,l}. \end{aligned} \quad (14)$$

Будем искать решение вариационной проблемы в виде рядов:

$$u = \sum_{\alpha=1}^n \eta_{\alpha} u_{\alpha}; \quad i = \sum_{\beta=1}^m \mu_{\beta} i_{\beta}, \quad (15)$$

где $\eta_{\alpha} = \eta_{\alpha}(p)$; $\mu_{\beta} = \mu_{\beta}(p)$; $\eta_{\alpha} = \eta_{\alpha}(x)$; $\mu_{\beta} = \mu_{\beta}(x)$; x — координата отсчитывается от начала участка линии.

Подставляя вариации

$$\delta u = \sum_{\alpha=1}^n \delta \eta_{\alpha} u_{\alpha}, \quad \delta i = \sum_{\beta=1}^m \delta \mu_{\beta} i_{\beta}$$

в выражение (15), получаем следующие вариационные уравнения:

$$\begin{aligned} & \int_l [Du + Lpi - Li_0 + ri] i_{\beta} dx - (u - u_s) i_{\beta}|_{0,l} - \\ & - u' i_{\beta}|_{0,l} = 0, \quad \beta = \overline{1, m}; \\ & \int_l (D^*i - cpi - gu - cu_0) u_{\alpha} dx + (i - i_s) u_{\alpha}|_{0,l} + \\ & + i' u_{\alpha}|_{0,l} = 0, \quad \alpha = \overline{1, n}. \end{aligned} \quad (16)$$

Полагая $p = j\omega$, где $j = \sqrt{-1}$, вычисляем таблицы комплексных функций $\eta_{\alpha} = \eta_{\alpha}(j\omega)$ и $\mu_{\beta} = \mu_{\beta}(j\omega)$. Затем, численно интегрируя, находим оригиналы $\eta_{\alpha}(t)$ и $\mu_{\beta}(t)$, после чего по формулам (14) получаем u и i как функции времени:

$$u = \sum_{\alpha=1}^n \eta_{\alpha}(t) u_{\alpha}; \quad i = \sum_{\beta=1}^m \mu_{\beta}(t) i_{\beta}.$$

Рассмотрим случай одного независимого поля. Потребуем, чтобы уравнение (9) выполнялось. Тогда $i = \frac{Li_0 - Du}{Lp + r}$, а вариация функционала (14), для одного независимого аргумента $u = u(p)$ будет иметь вид:

$$\begin{aligned} \delta e(p) = & \int_l [D^*i - cpi - gu - cu_0] \delta idx - \\ & - (u - u_s) \delta i|_{0,l} + \delta u(i - i_s)|_{0,l} - u' \delta i|_{0,l} + \delta ui'|_{0,l}. \end{aligned} \quad (17)$$

Следуя вариационному методу, будем искать решение в форме:

$$u = - \sum_{\alpha=1}^n \eta_{\alpha} u_{\alpha}; \quad i = - \sum_{\alpha=1}^n \eta_{\alpha} \frac{Du_{\alpha}}{Lp + r} + Li_0. \quad (18)$$

Вариации u и i будут:

$$\delta u = \sum_{\alpha=1}^n \delta \eta_{\alpha} u_{\alpha}; \quad \delta i = - \sum_{\alpha=1}^n \delta \eta_{\alpha} \frac{Du_{\alpha}}{Lp + r}. \quad (19)$$

Подставляя соотношения (18) и (19) в вариацию (17), получим следующее уравнение:

$$\begin{aligned} & \int_l \left[D^* \frac{Li_0 - Du}{Lp + r} - cpi - gu - cu_0 \right] u_{\alpha} dx + \\ & + \frac{Du_{\alpha}}{Lp + r} (u - u_s)|_{0,l} + \left(\frac{Li_0 - Du}{Lp + r} - i_s \right) u_{\alpha}|_{0,l} + \\ & + u' \frac{Du_{\alpha}}{Lp + r}|_{0,l} - \frac{Du'}{Lp + r} u_{\alpha}|_{0,l} = 0, \quad \alpha = \overline{1, n}. \end{aligned} \quad (20)$$

При условии, что $u = u_s$, $u' = 0$ и, воспользовавшись условием (8), уравнение (20) преобразуем следующим образом:

$$\begin{aligned} & \sum_k \int_l \frac{Li_0 - Du}{Lp + r} Du_{\alpha} dx + \\ & + \int_l (-pcu - gu - cu_0) u_{\alpha} dx - i_s u_{\alpha}|_{0,l} = 0, \quad \alpha = \overline{1, n}, \end{aligned} \quad (21)$$

где k — число ветвей сети, сходящихся в узле.

Уравнение (21) является обобщенной формой уравнений метода конечных элементов, основанного на токах, сходящихся в узле.

Рассмотрим применение выражения (21). Перепишем его в виде:

$$\begin{aligned} & \sum_k - \int_l \frac{Du}{Lp + r} Du_{\alpha} dx + \int_l \left[\frac{Li_0}{Lp + r} Du_{\alpha} + \right. \\ & \left. + (-pcu - gu - cu_0) u_{\alpha} \right] dx - i_s u_{\alpha}|_{0,l} = 0, \quad \alpha = \overline{1, n}. \end{aligned}$$

Обозначим:

$$K_{\alpha\beta} = - \frac{1}{Lp + r} \int_0^l \frac{\partial u_{\alpha}}{\partial x} \frac{\partial u_{\beta}}{\partial x} dx; \quad (22)$$

$$m_{\alpha\beta} = \eta \int_l u_\alpha u_\beta dl, \quad (23)$$

где $\eta = -pc - g$;

$$f_\alpha = -\int_l c u_0 u_\alpha dx + \int_l \frac{Li_0}{Lp+r} Du_\alpha dx - i_s u_\alpha \Big|_{0,l}. \quad (24)$$

Для аппроксимации напряжения на участке с постоянными параметрами выберем полином первой степени:

$$u = a_0 + a_1 x. \quad (25)$$

Составим систему уравнений для определения неизвестных коэффициентов аппроксимации a_m , $m = 0, 1$.

$$U_n = a_0; \quad U_k = a_0 + a_1 l. \quad (26)$$

В результате решения системы уравнений (26) неизвестные коэффициенты a_0 и a_1 будут:

$$a_0 = U_n; \quad a_1 = \frac{1}{l}(U_k - U_n),$$

где индексы n и k означают начало и конец участка линии.

Найденные коэффициенты a_m ($m=0,1$) подставляем в выражение (25) и группируем члены с одинаковыми неизвестными краевыми токами:

$$u = \left(1 - \frac{x}{l}\right)U_n + \frac{x}{l}U_k.$$

Обозначим

$$u_1(x) = 1 - \frac{x}{l}; \quad u_2(x) = \frac{x}{l}. \quad (27)$$

Выражения (27) представляют собой полиномы Эрмита. Характерным для них является то, что

$$u_1|_{x=0} = 1; \quad u_2|_{x=l} = 1.$$

На рис.2 показаны зависимости $u_1 = u_1(x)$, $u_2 = u_2(x)$.

Для вычисления коэффициентов матрицы $K = K_{\alpha\beta}$ необходимо знать первые производные от координатных функций i_m ($m = 1, 2$):

$$\frac{d u_1}{d x} = -\frac{1}{l}; \quad \frac{d u_2}{d x} = \frac{1}{l}. \quad (28)$$

Подставляя (28) в формулу (22), получим матрицу:

$$K = -\frac{1}{Lp+r} \begin{pmatrix} \frac{1}{l} & -\frac{1}{l} \\ -\frac{1}{l} & \frac{1}{l} \end{pmatrix}.$$

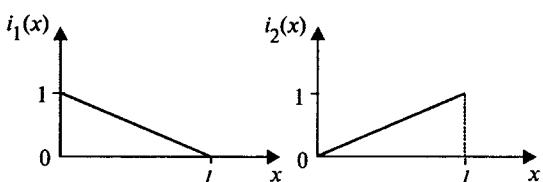


Рис.2. Графики полиномов Эрмита

Матрица M согласно (23) имеет вид:

$$M = \begin{pmatrix} \frac{\eta l}{3} & \frac{\eta l}{6} \\ \frac{\eta l}{6} & \frac{\eta l}{3} \end{pmatrix}.$$

Матрица для системы в целом получается суммированием соответствующих матриц для токов, сходящихся в узле. При этом суммируются коэффициенты матриц, соответствующие одному и тому же напряжению.

Тогда система уравнений МКЭ примет вид:

$$I_n = [I_n] + \left(\frac{-1}{l(Lp+r)} + \frac{(-cp-g)l}{3} \right) U_n - \left(\frac{-1}{l(Lp+r)} - \frac{(-cp-g)l}{6} \right) U_k;$$

$$I_k = [I_k] - \left(\frac{-1}{l(Lp+r)} - \frac{(-cp-g)l}{6} \right) U_n - \left(\frac{-1}{l(Lp+r)} + \frac{(-cp-g)l}{3} \right) U_k. \quad (29)$$

Величины в квадратных скобках определяют правые части уравнений МКЭ:

$$[I_n] = cu_0 \frac{l}{2} - \frac{Li_0}{Lp+r} - i_{sn}; \quad [I_k] = \frac{cu_0 l}{2} + \frac{Li_0}{Lp+r} - i_{sk}.$$

Введем обозначения:

$$Q_{nk} = \frac{-1}{l(Lp+r)} + \frac{(-cp-g)l}{3}; \quad R_{nk} = \frac{-1}{l(Lp+r)} - \frac{(-cp-g)l}{6};$$

$$R_{kn} = \frac{-1}{l(Lp+r)} - \frac{(-cp-g)l}{6}; \quad Q_{kn} = \frac{-1}{l(Lp+r)} + \frac{(-cp-g)l}{3}.$$

Тогда система (29) перепишется в виде:

$$I_n = [I_n] + Q_{nk} U_n - R_{nk} U_k; \\ I_k = [I_k] - R_{kn} U_n + Q_{kn} U_k.$$

Очевидно, $R_{kn} = R_{nk}$; $Q_{kn} = Q_{nk}$.

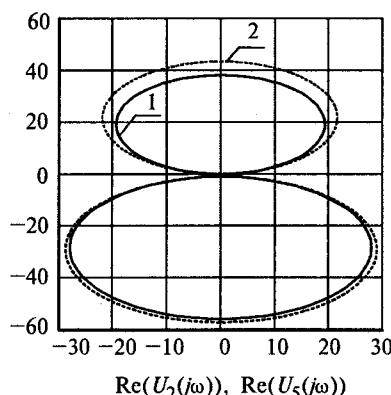


Рис.3. АФЧХ напряжения в конце линии:

1 — получена в результате точного интегрирования;
2 — получена по методу конечных элементов; — — — $Im(U_2(j\omega))$; — — — $Im(U_5(j\omega))$

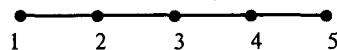


Рис.4. Схема разбиения линии на участки

Соответствующие формулы, полученные точным интегрированием [4], имеют вид:

$$Q_{12} = j \frac{K_{UU}(1)}{K_{UI}(1)}; R_{12} = j \frac{1}{K_{UI}(1)}; j = -\frac{1}{l(r + pL)};$$

$$K_{UU} = \cos \alpha \xi; K_{UI} = \frac{\sin \alpha \xi}{\alpha}; \xi = \frac{x}{l};$$

$$a = -l^2 [Lcp^2 + (rc + Lg)p + rg]; \alpha = \sqrt{a}.$$

Разложим Q_{12} и R_{12} в ряды:

$$Q_{12} = \frac{-1}{l(r + pL)} + \frac{1}{3l(r + pL)} \alpha^2 + \frac{1}{45l(r + pL)} \alpha^4 + \dots;$$

$$R_{12} = \frac{-1}{l(r + pL)} + \frac{-1}{6l(r + pL)} \alpha^2 + \frac{-7}{360l(r + pL)} \alpha^4 + \dots$$

Как видно, первые два члена совпадают с формулами, полученными из вариационного принципа.

В качестве примера рассмотрим электрическую линию длиной 8 км с погонными сопротивлениями $r_0 = 0,1 \cdot 10^{-4}$ Ом/км, $L_0 = 0,36 \cdot 10^{-3}$ Гн/км, $c_0 = 10^{-5}$ Ф/км, $g_0 = 0$, $U_1 = 1$. Напряжение в конце линии определяется по формуле [4]:

$$U_2(p) = \frac{R_{12}}{Q_{12}} U_1. \quad (30)$$

АФЧХ, построенная по формуле (30), представлена на рис.3 (кривая 1).

Чтобы воспользоваться МКЭ, необходимо разбить электрическую линию на несколько участков (рис.4). Уравнения для каждого узла в этом случае записываются в следующем виде:

$$\begin{aligned} Q_{12}U_1 - R_{12}U_2 &= 0; \\ -R_{12}U_1 + (Q_{12} + Q_{23})U_2 - R_{23}U_3 &= 0; \\ -R_{23}U_2 + (Q_{23} + Q_{34})U_3 - R_{34}U_4 &= 0; \\ -R_{34}U_3 + (Q_{34} + Q_{45})U_4 - R_{45}U_5 &= 0; \\ -R_{45}U_4 + Q_{45}U_5 &= 0. \end{aligned} \quad (31)$$

Решая систему уравнений (31), находим напряжение в конце линии, и строим АФЧХ (кривая 2 на рис.3). АФЧХ, построенные по формулам (30) и (31), практически совпадают. Переходные процессы в электрической сети можно построить по следующей формуле:

$$x(t) = \frac{1}{\pi} \operatorname{Re} \left(\int_0^\infty U(j\omega) e^{j\omega t} d\omega \right). \quad (32)$$

Переходные процессы, построенные по формулам (30) и согласно (31) с использованием формулы (32), представлены на рис.5 (кривые совпадают).

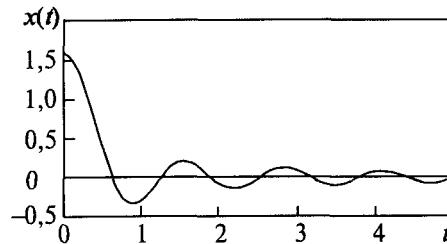


Рис.5. Переходные процессы, полученные при помощи АФЧХ рис.3 (кривые слились)

Выводы

1. Предложен смешанный вариационный принцип для электрических сетей с распределенными параметрами, аргументами которого являются преобразованные по Лапласу токи и напряжения, в котором начальные условия являются возмущающими воздействиями.

2. Разработан МКЭ, основанный на узловых напряжениях, причем полученные формулы совпадают с первыми двумя членами разложения в ряд формул, найденных точным интегрированием. Формулы, основанные на вариационных соображениях, целесообразно использовать для коротких линий.

3. Разработанные методы послужили основой для решения задач моделирования электрических цепей и расчета переходных процессов в длинных электрических линиях со ступенчатыми характеристиками.

Список литературы

1. Reissner F. On some variational theorems in elasticity// Problem in Continuum Mechanics. SIAM, 1961.

2. Prager U. Variational principles of linear elastostatics for discontinuous displacements, stresses//Recent progress in applied mechanics. The F. Odquist Volume. N.Y., 1967.

3. Санкин Ю.Н. Смешанные вариационные методы в динамике вязко-упругих тел с распределенными параметрами//Ученые записки УлГУ. Серия "Фундаментальные проблемы математики и механики". 1998. Вып. 1 (5). С. 124–132.

4. Санкин Ю.Н., Пирожков С.Л. Переходные процессы в длинных электрических линиях со ступенчатыми характеристиками//Электротехника. 2000. №6. С. 13–16.

1. Нейман М.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники. М.: Энергия, 1967.

Санкин Юрий Николаевич — профессор кафедры "Теоретическая и прикладная механика" Ульяновского государственного технического университета (УлГТУ). Окончил физико-механический факультет Ленинградского политехнического института в 1961 г. Докторскую диссертацию по теме "Динамические характеристики несущих систем и устойчивость металлокрепежных станков" защитил в 1986 г. Член-корреспондент Академии инженерных наук РФ.

Пирожков Станислав Леонидович — аспирант кафедры "Теоретическая и прикладная механика" УлГТУ. Окончил энергетический факультет УлГТУ в 1997 г.

ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЕ

Расчет источника реактивной мощности автономного МДП-генератора¹

ТИТОВ В.Г., ХВАТОВ О.С., ОШМАРИН О.Н.

Рассмотрена методика определения установленной мощности автономного генератора, выполненного на основе машины двойного питания, входящего в состав генераторных комплексов электромеханической структуры возобновляемых источников энергии.

Использование возобновляемых источников энергии является одним из важнейших направлений современного развития мировой энергетики. Создание генераторных комплексов (ГК) для использования указанных источников способствует решению проблемы энергосбережения и вовлечения возобновляемых источников в общий энергетический баланс страны.

ГК и приводящие их во вращение двигатели образуют электромеханические структуры (ЭМС), которые в зависимости от направления потока активной мощности классифицируются как неразветвленные и разветвленные [1]. В неразветвленных ЭМС существует только один канал передачи активной мощности от двигателя к ГК. Примерами таких систем являются малые гидроэлектростанции (МГЭС) и ветроэлектроустановки (ВЭУ) (рис.1). В этом случае вся мощность двигателя (турбина, ветроколесо, испытуемый двигатель внутреннего сгорания) поступает на вал генератора. Ее значение не согласовано со значением подключенной к генератору нагрузки.

Устранение этого недостатка, необходимое для обеспечения баланса мощностей в автономной системе "ГК-нагрузка", а следовательно, и для стабилизации параметров генерируемой электроэнергии, осуществляется балластной нагрузкой (R_b) и полупроводниковым преобразователем. Наличие R_b в составе силового электрооборудования является отличительной особенностью ГК, работающих в неразветвленных ЭМС при автономном режиме [3].

В разветвленной ЭМС на вал ГК поступает только часть мощности двигателя, равная подключенной к генератору нагрузке. Это позволяет выполнить условие баланса мощностей в системе "ГК-нагрузка" без использования R_b . Другая (основная) часть мощности

двигателя идет на передвижение объекта. Примером разветвленной ЭМС является судовая влагогенераторная установка (ВГУ) [5], когда основная часть мощности главного судового дизеля поступает на винт судна, а другая — на вал ГК (рис.1).

Общая проблема, объединяющая указанные объекты электроэнергетики, заключается в создании высокоэкономичных ГК, преобразующих энергию приводного двигателя в электроэнергию требуемого качества. Это связано с решением технической задачи обеспечения постоянных частоты и амплитуды генерируемого напряжения при переменных, в общем случае, частоте вращения вала двигателя, а также значения и характере нагрузки.

Решение этой проблемы возможно с использованием асинхронных (АГ) и синхронных (СГ) генераторов. Требования стабилизации параметров вырабатываемой электроэнергии (частоты и амплитуды напряжения) при переменной скорости вала двигателя приводят к двум вариантам построения ГК: с механическими (дифференциальные редукторы, гидромеханические и пневмомеханические устройства) и электрическими (статические преобразователи частоты (ПЧ)) регуляторами. Оба варианта обеспечивают требуемую стабилизацию па-

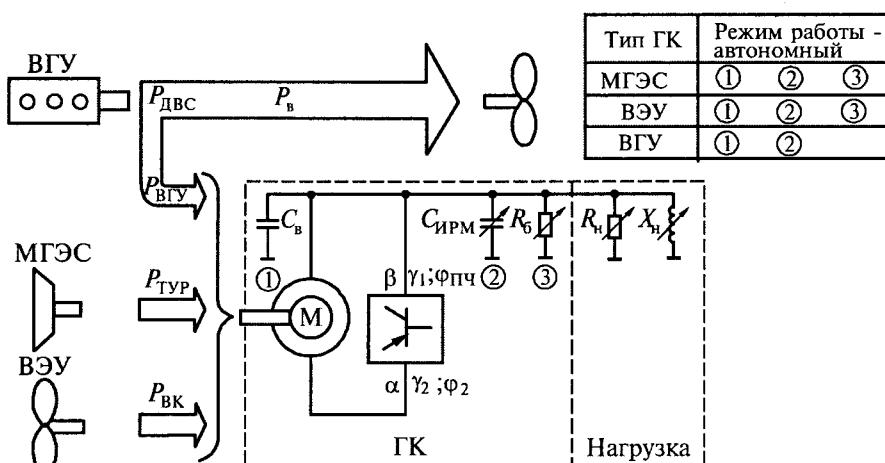


Рис.1. Структурная схема и состав элементов электрооборудования ГК на основе МДП

¹ Печатается в порядке обсуждения.

метров вырабатываемой электроэнергии, однако второй, отличающийся простотой механической части ГК, наиболее приемлем для малой и средней мощности (до 1000 кВт). В этом случае ГК может быть построен как на базе СГ-ПЧ в статоре, так и по схеме АГ с ПЧ в роторе (машина двойного питания (МДП)). Мощность ПЧ в роторе АГ для ГК по схеме МДП пропорциональна отклонению частоты вращения вала генератора от синхронной [2]. Мощность ПЧ в статоре СГ рассчитана на передачу всей мощности генератора, что увеличивает капитальные затраты. В настоящей статье рассматривается вариант МДП-генератора.

Одна из проблем применения АГ в подобных устройствах состоит в разработке компактного и регулируемого источника реактивной мощности (ИРМ). Для этих целей используются конденсаторные батареи, синхронные компенсаторы и тиристорные источники реактивной мощности [3].

ИРМ является одновременно с АГ и ПЧ одним из основных элементов силового оборудования ГК и предназначен для поддержания баланса реактивной мощности между автономным МДП-генератором и нагрузкой [3]. Установленная мощность ИРМ при заданной нагрузке существенно зависит от режима работы ПЧ.

Новые возможности по использованию МДП-генератора получили благодаря достижениям в области силовой электроники, созданию современных ПЧ, которые обеспечивают практически синусоидальное питание цепей АГ при отсутствии ограничений по регулированию фаз токов ПЧ.

Из векторных диаграмм (рис.2) видно, что при положительных значениях фаз тока ротора φ_2 и тока ПЧ $\varphi_{\text{ПЧ}}$ асинхронная машина и ПЧ потребляют реактивную мощность из автономной сети. Это означает, что ИРМ должен выбираться из условия компенсации реактивных

мощностей нагрузки (Q_h) и ПЧ ($Q_{\text{ПЧ}}$). При этом реактивная мощность намагничивания АГ (Q_0) компенсируется отдельной конденсаторной батареей возбуждения (Q_B) ($Q_0 = Q_B$). С увеличением модуля φ_2 в области отрицательных значений, при неизменной фазе тока ПЧ, снижается потребление реактивной мощности МДП-генератором. В этом случае направление потока реактивной мощности АГ меняется и, начиная с определенного значения φ_2 , МДП-генератор может генерировать реактивную мощность в автономную сеть, снижая тем самым установленную мощность ИРМ ($Q_{\text{ИРМ}}$). Дополнительно снизить $Q_{\text{ИРМ}}$ можно за счет работы МДП-генератора с $\varphi_{\text{ПЧ}}$ в области отрицательных значений (рис.2). Необходимо отметить, что в этом случае увеличится установленная мощность ПЧ. Очевидно, что предельные значения φ_2 и $\varphi_{\text{ПЧ}}$ определяются номинальными значениями токов ротора и статора или ограничиваются установленной мощностью ПЧ.

Особенность энергетического баланса в автономном ГК в составе разветвленной ЭМС по сравнению с неразветвленной заключается в отсутствии балластной нагрузки в составе элементов силового электрооборудования. Баланс реактивной мощности для ГК в составе разветвленных ЭМС аналогичен неразветвленным ЭМС.

В соответствии с рис.3. баланс реактивных мощностей в автономном ГК можно представить следующим выражением:

$$Q_b + Q_{\text{ИРМ}} = Q_h \pm Q_1 \pm Q_{\text{ПЧ}}, \quad (1)$$

где Q_1 — реактивная мощность статора АГ.

С учетом того, что

$$Q_1 = Q_0 \pm Q_2, \quad (2)$$

где $Q_2 = 3U_2I_2 \cos \varphi_2$ — реактивная мощность ротора, определяемая значением и знаком φ_2 (U_2, I_2 — действующие фазные значения напряжения и тока ротора МДП).

Мощность ИРМ

$$Q_{\text{ИРМ}} = Q_h \pm Q_2 \pm Q_{\text{ПЧ}}. \quad (3)$$

В выражениях (1)–(3) знак плюс соответствует потреблению, а знак минус — генерируемому реактивной мощности роторной цепью АГ и ПЧ.

Реактивные мощности, потребляемые (генерируемые) ротором и ПЧ МДП-генератора, можно выразить в соответствии с векторными диаграммами (рис.2):

$$\begin{aligned} Q_2 &= \pm Q_1 - Q_0 = \\ &= 3U_1(\pm I_{1p} - I_0) = 3U_1I_{1a}\operatorname{tg}\varphi_2; \end{aligned} \quad (4)$$

$$Q_{\text{ПЧ}} = 3U_1I_{\text{ПЧ},p} = 3U_1I_{\text{ПЧ},a}\operatorname{tg}\varphi_{\text{ПЧ}}, \quad (5)$$

где U_1 — напряжение статора; I_0 — ток намагничивания стато-

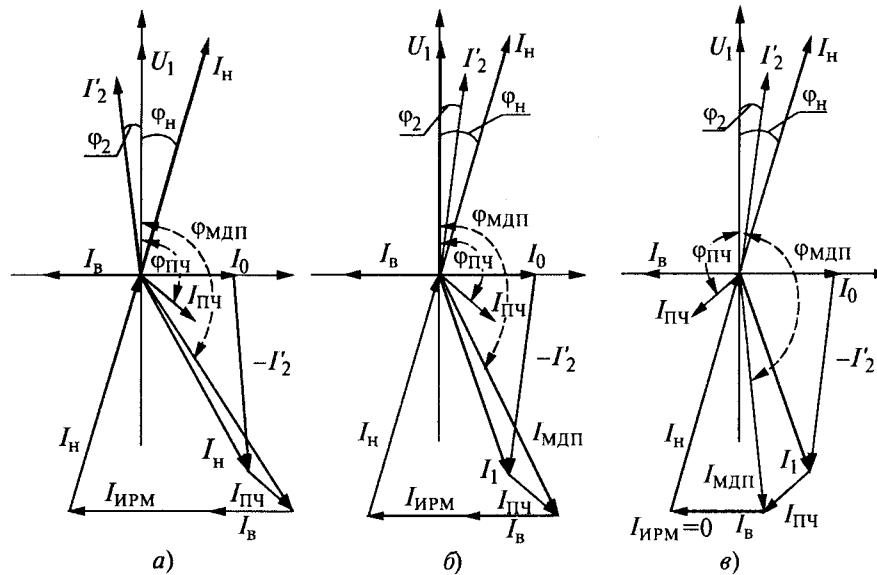


Рис.2. Векторные диаграммы МДП-генератора

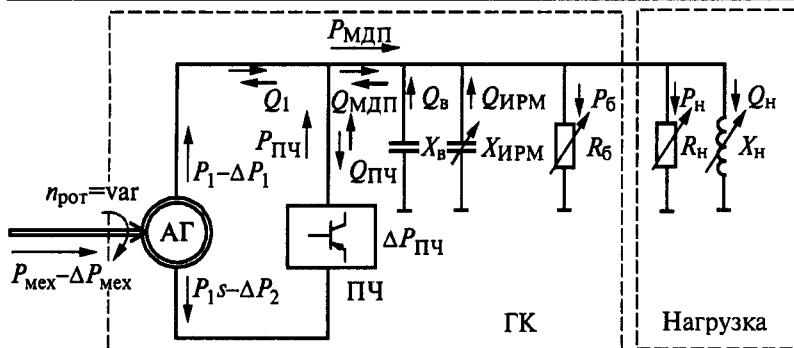


Рис.3. Распределение активных и реактивных мощностей в автономном ГК

ра АГ; I_{1a} , I_{1p} — активная и реактивная составляющие тока статора АГ.

Активная составляющая тока ПЧ определяется через активную составляющую тока нагрузки $I_{h.a}$:

$$I_{\text{ПЧ},a} = I_{h,a} - I_{1a} = P_h / (3U_1) - I_{1a}, \quad (6)$$

где P_h — активная мощность нагрузки.

Выражение (3) с учетом ϕ_2 и $\phi_{\text{ПЧ}}$ примет вид:

$$Q_{\text{ИРМ}} = P_h \operatorname{tg} \phi_h + 3U_1 I_{1a} \operatorname{tg} \phi_2 + 3U_1 (P_h / (3U_1) - I_{1a}) \operatorname{tg} \phi_{\text{ПЧ}} = P_h (\operatorname{tg} \phi_h + \operatorname{tg} \phi_{\text{ПЧ}}) + 3U_1 I_{1a} (\operatorname{tg} \phi_h - \operatorname{tg} \phi_{\text{ПЧ}}). \quad (7)$$

Таким образом, значение мощности ИРМ зависит от мощности (S_h) и характера ($\cos \phi_h$) нагрузки, частоты вращения вала двигателя и фаз токов ротора и ПЧ, определяемых средствами управления преобразователем [4]. Полученное уравнение (7) является универсальным для разных типов ПЧ в МДП-генераторе (ШИМ-ПЧ, токовый непосредственный преобразователь частоты (ТНПЧ) и т.д.). В настоящей статье рассматривается вариант МДП-генератора с ШИМ-ПЧ, когда $\phi_{\text{ПЧ}}=0$ и $Q_{\text{ПЧ}}=0$, что вполне корректно для данного типа преобразователя, поэтому выражение (7) примет вид:

$$Q_{\text{ИРМ}} = P_h \operatorname{tg} \phi_h + 3U_1 I_{1a} \operatorname{tg} \phi_2. \quad (8)$$

Требуемая мощность ИРМ для автономного ГК на основе МДП-генератора определяется реактивной мощностью нагрузки и ротора АГ:

$$Q_{\text{ИРМ}} = Q_h \pm Q_2. \quad (9)$$

С целью проведения анализа возможности минимизации $Q_{\text{ИРМ}}$ за счет регулирования фазы тока ротора ϕ_2 , используя (8), рассчитаны зависимости $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(\phi_2)$. Они приведены на рис.4 для двух значений характера нагрузки с $\cos \phi_h = 0,7$ и $\cos \phi_h = 0,9$.

Расчеты сделаны из условия, что ПЧ не потребляет из сети реактивную мощность, т.е. $\cos \phi_{\text{ПЧ}}=1$, и в то же время позволяет регулировать фазу тока ротора ϕ_2 в области положительных и отрицательных значений, определяемых условиями баланса активных и реактив-

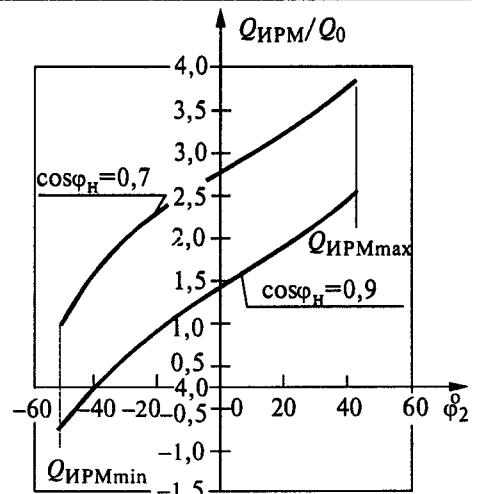


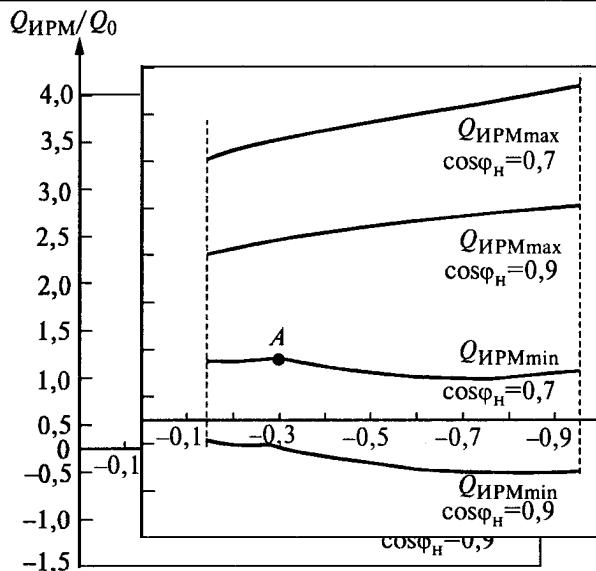
Рис.4. Зависимости $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(\phi_2)$

ных мощностей в автономной сети. При $\phi_2 > 0$ токи ротора и статора имеют индуктивный характер. При $\phi_2 < 0$ ток ротора имеет емкостной характер, а ток статора может быть индуктивным, активным и даже емкостным. Допустимый диапазон изменения фазы тока ротора ϕ_2 ограничен условиями нагрева обмоток АГ, т.е. $I_1 \leq I_{1h}$, $I_2 \leq I_{2h}$. На рис.4 эти ограничения отражены $Q_{\text{ИРМmax}}$ и $Q_{\text{ИРМmin}}$.

Значение $Q_{\text{ИРМmax}}$ соответствует режиму работы МДП-генератора с номинальными потерями активной мощности в статоре при $\phi_2 > 0$, т.е. когда АГ потребляет реактивную мощность из автономной сети. В этом случае ограничивающим условием является неравенство $I_1 \leq I_{1h}$. Значение $Q_{\text{ИРМmin}}$ соответствует режиму работы МДП-генератора с номинальными потерями активной мощности в роторе при $\phi_2 < 0$. Здесь ограничивающим условием является неравенство $I_2 \leq I_{2h}$.

Анализ зависимостей $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(\phi_2)$ показывает, что со снижением абсолютного значения ϕ_2 уменьшается требуемое по условиям баланса мощностей значение $Q_{\text{ИРМ}}$, что обусловлено снижением потребляемой АГ реактивной мощности. С ростом $\cos \phi_h$ также наблюдается уменьшение $Q_{\text{ИРМ}}$, так как снижается реактивная мощность нагрузки. Отметим, что модули предельных ϕ_2 в области отрицательных и положительных значений различны, так как они соответствуют разным ограничениям по номинальным потерям активной мощности.

В соответствии с рис.5, например при $\cos \phi_h = 0,9$, МДП-генератор может полностью обеспечить нагрузку реактивной мощностью, так как $Q_{\text{ИРМmin}} < 0$. Работа с ИРМ, мощность которого соответствует $Q_{\text{ИРМmin}}$ для $\cos \phi_h = 0,7$, допустима и при $\cos \phi_h = 0,9$, так как в этом режиме за счет регулирования ϕ_2 в области положительных значений ($\phi_2 > 0$), можно скомпенсировать "излишнюю" мощность ИРМ. Предельная $Q_{\text{ИРМ}}$ в этом случае ограничивается значе-

Рис.5. Зависимости $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(s)$ и $Q_{\text{ИРМ}}/\bar{Q}_0 = f(s)$

ниями $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0$, соответствующими номинальному току статора МДП-генератора. Очевидно, что завышение установленной мощности АГ и ПЧ в составе МДП-генератора приведет к снижению установленной мощности ИРМ, поскольку расширяются компенсирующие возможности (по реактивной мощности) асинхронной машины.

На рис.5 представлены зависимости минимально и максимально допустимых значений мощности ИРМ $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(s)$ и $Q_{\text{ИРМ}}/\bar{Q}_0 = f(s)$ для всего диапазона нагрузок. Эти зависимости рассчитаны по выражению (8) из условий $I_1 \leq I_{1n}$, $I_2 \leq I_{2n}$ с учетом среднестатистического для автономных ГК значения $\cos\phi_h = 0,7$.

Анализ показывает, что регулирование фазы тока ротора средствами управления ПЧ позволяет осуществить работу МДП-генератора при стабильных значениях частоты и амплитуды генерируемого напряжения, так как обеспечивается баланс активных и реактивных мощностей между ГК и нагрузкой. При этом для нагрузок с $\cos\phi_h \geq 0,85$ для рассматриваемого варианта МДП-генератора не требуется использование ИРМ. При работе с $\cos\phi_h < 0,85$ для обеспечения баланса реактивной мощности в автономном ГК допустимо использование нерегулируемого ИРМ, установленная мощность которого определяется максимальным значением из ряда $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0$ для наименьшего $\cos\phi_h$. Например, если минимальное значение $\cos\phi_h = 0,7$, то, в соответствии с рис.5, максимальное значение из ряда $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0$ определяется точкой A. При этом использование нерегулируемого ИРМ с установленной мощностью, соответствующей точке A, допустимо на всем диапазоне нагрузок при $\cos\phi_h \geq 0,7$, так как в этом случае $Q_{\text{ИРМ}}$ не превышает значений $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0$, соответствую-

ющих верхней границе ограничений по тепловому перегреву АГ (рис.5).

Приведенные в статье зависимости $Q_{\text{ИРМ}}/Q_0 = f(\phi_2)$ и $Q_{\text{ИРМ}}/\bar{Q}_0 = f(s)$ имеют универсальный характер и могут быть использованы для выбора мощности ИРМ — одного из основных элементов силового электрооборудования автономного МДП — генератора различных ГК (малые ГЭС, ветроэлектроустановки, судовые валогенераторы) с учетом конкретного типа преобразователя частоты в составе МДП. В частности, указанные зависимости использовались при модернизации и определении состава и установленной мощности элементов силового электрооборудования, в том числе ИРМ, малой ГЭС мощностью 264 кВт на реке Пьяне в Нижегородской области (Ичалковская ГЭС).

Первая очередь этой станции внедрена в 1994 г. в соответствии с программой областной администрации по созданию малой энергетики и успешно эксплуатируется и в настоящее время.

Список литературы

- Шакарян Ю.Г. Асинхронизированные синхронные машины. М.: Энергоатомиздат, 1984.
- Онищенко Г.Б., Локтева И.Л. Асинхронные вентильные каскады и двигатели двойного питания. М.: Энергия, 1979.
- Титов В.Г., Хватов О.С. Автономный генератор по схеме машины двойного питания//Электротехника. 1998. № 8. С.31-34.
- Титов В.Г., Хватов О.С., Ошмарин О.Н. Варианты автономного генератора по схеме машины двойного питания с различными типами преобразователей частоты//Межвуз. сбор. ст. НГТУ. 1998. С.67—72.
- Хватов О.С. Асинхронный валогенератор на базе МДП//Электротехнические системы и комплексы. Магнитогорск: МГТУ, 1998. С.43—45.

Титов Владимир Георгиевич — доктор техн. наук, проф., зав. кафедрой "Электрооборудование судов" Нижегородского государственного технического университета. В 1965 г. окончил электротехнический факультет Горьковского политехнического института. В 1991 г. защитил докторскую диссертацию по теме "Асинхронно-вентильные нагружающие устройства для испытания двигателей внутреннего сгорания".

Хватов Олег Станиславович — кандидат техн. наук, доцент кафедры "Электротехника и электрооборудование" Волжской государственной академии водного транспорта. В 1985 г. окончил электротехнический факультет Горьковского политехнического института. В 1990 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме "Электрические нагружающие устройства на основе машины двойного питания".

Ошмарин Олег Николаевич — кандидат техн. наук, старший инженер Нижегородской валютно-фондовой биржи. В 1994 г. окончил факультет "Автоматики и электромеханики" Нижегородского государственного технического университета. В 1999 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме "Генераторный комплекс на основе МДП для малых ГЭС".

БИБЛИОГРАФИЯ

Рецензия

на учебник профессора Копылова И.П. "Математическое моделирование электрических машин". М.: Высшая школа, 2001. 328 с.

Вышедшее третье издание учебника отличается от предыдущих двух изданий, первое из которых удостоено Государственной премии СССР, добавлением новой оригинальной главы "Космическая электромеханика". Новым направлением в электромеханике является параграф "Геоэлектромеханика", где представлен оригинальный подход к неизвестному до настоящего времени научному мировоззрению, основанному на результатах фундаментальных научных исследований и анализов, проведенных лично профессором И.П.Копыловым. В новом издании учебника расширен и уточнен круг наиболее важных задач современной электромеханики, позволяющих существенно повысить уровень подготовки не только молодых специалистов, но и профессиональный уровень инженеров и научных работников.

Содержание учебника обобщает современные достижения теории и практики анализа электромеханических преобразователей энергии, работающих как в динамических, так и в статических режимах. Причем математические модели различных типов электрических машин строятся на основе математической модели обобщенного электромеханического преобразователя энергии. Оригинальность такого подхода позволяет автору сделать логичный переход от общего преобразования энергии к преобразованию энергии и созданию математической модели конкретной электрической машины: трансформатора, электрической машины постоянного тока, асинхронной, синхронной машин и их специальных конструктивных исполнений и модификаций, что в конечном итоге обеспечивает глубокое и всестороннее усвоение материала курса и в большей степени расширяет кругозор студентов. Все это является удачной методической находкой, обеспечивающей углубленность процесса познавания теории электромеханического преобразования энергии студентами.

Поведение электромеханического преобразователя энергии описывается нелинейными дифференциальными уравнениями, решение которых возможно лишь с помощью ЭВМ. Поэтому автор приводит результаты решения дифференциальных уравнений в виде кривых электромагнитного врачающего момента, частот вращения ротора, токов статора и ротора. Важная методологическая особенность изложения материала заключается в том, что в качестве теоретической основы анализа процессов принят комплексный подход, сочетающий методы теории поля и теории цепей, что полностью раскрывает гармоническую связь различных методов научных исследований, используемых в современной электромеханике.

Следует отметить логичность и последовательность изложения материала от общего к частному. И.П.Копылов трактует основные законы электромеханики, фундаментальность которых очевидна; от законов электромеханики автор переходит к трем подходам к

решению задач электромеханики с помощью теории поля, теории цепей и комбинированной теории, от преобразования энергии в машинах с круговым полем в воздушном зазоре — к электромеханическому преобразованию энергии при эллиптическом поле, при несимметричном и несинусоидальном напряжении питания. Отдельный раздел книги посвящен электрическим машинам при электрической, магнитной и пространственной несимметрии. После анализа уравнений электрических машин при различных конструктивных исполнениях (линейные машины, машины с двумя и тремя роторами, двигатели с катящимся ротором, магнитотепловые электромеханические преобразователи, МГД-генераторы), автор переходит к анализу унипольлярной электрической машины — планета Земля в разделе "Космическая электромеханика", материалы которой были ранее опубликованы профессором И.П.Копыловым в многочисленных статьях и монографиях.

Несомненный интерес представляет новый подход автора к энергетическому процессу в электромеханических преобразователях энергии в динамических режимах работы при несимметричном и несинусоидальном напряжении питания, так как современное состояние качества электрической сети диктует незамедлительность изучения этих вопросов с точки зрения электромагнитной совместимости приемников электрической энергии. И.П.Копылов впервые говорит об активной, реактивной и обменной мощности в переходных процессах, дает понятия динамических КПД и коэффициента мощности и методов их определения. Необходимость определения энергетических показателей в динамических и статических режимах продиктовано современным состоянием электрических сетей и в этом случае классические методы их определения, обусловленные векторным представлением напряжений и токов, приводят к ошибочным результатам, что недопустимо с точки зрения учета электрической энергии, основным потреблением которой является электромеханический преобразователь энергии. Достоинством рецензируемого учебника является не только углубленное развитие общей теории электромеханических преобразователей энергии, но и возможность рассматривать с единых позиций физические явления в электрических машинах различных типов и конструктивных исполнений и изучать соответствующие закономерности протекания того или иного процесса.

Обосновано автором сокращение по сравнению с предыдущим изданием раздела по исследованию динамических режимов с помощью АВМ.

Таким образом, новый учебник вооружает студентов универсальным инструментом для исследования и синтеза электрических машин, раскрывая диалектику их развития, знакомит студентов с последними достижениями теории и практики в области электромеханики и воспитывает у них творческое отношение к решаемым задачам.

Замечания по учебнику:

1. В разделе "Развитие математических моделей электрических машин не обязательно давать круговую диаграмму, тем более что на ней не указаны линии мощностей, моментов, шкалы скольжений, КПД и коэффициентов мощностей (см. рис.1.13, с.35).

2. Мало внимания уделено анализу установившихся процессов, хотя автор отмечает то обстоятельство, что любой переходной процесс заканчивается установившимся и таким образом является частным решением общих дифференциальных уравнений.

**Ф.А.Мамедов, заслуженный деятель науки РФ,
доктор техн. наук, проф.**

НИКОЛАЙ АЛЕКСАНДРОВИЧ ОБОЛЕНСКИЙ

27 апреля 2001 г. на 93 году жизни ушел из жизни Николай Александрович Оболенский.

Трудовая деятельность Н.А. Оболенского началась в 1928 г. За 1928—1940 гг. он прошел путь до главного инженера, работая на различных заводах СССР.

В 40—50-х годах Н.А.Оболенский работал начальником производства, а затем главным инженером и директором на оборонных предприятиях Москвы. По работе он был связан с крупнейшими учеными страны — академиками С.П.Королевым, Н.А.Пилюгиным, А.И.Бергом, А.Н.Туполовым, А.Г.Иосифьяном, А.А.Расплетиным, М.В.Келдышем и др.

В 1955—1960 гг. Н.А.Оболенский был директором московского завода "Прожектор". В эти годы были построены новые производственные корпуса, внедрены передовые технологические процессы, освоены новые виды продукции.

При образовании совнархозов в 1960 г. Н.А.Оболенский был назначен Председателем Совета народного хозяйства Чувашской АССР. За годы его работы на этом посту были организованы новые производства в Чебоксарах и других го-



родах республики, введены в строй новые корпуса Чебоксарского электроаппаратного завода. Много внимания уделялось подготовке кадров и развитию региональной науки. Были созданы филиал Московского энергетического института, позднее ставший одним из основных подразделений Чувашского государственного университета, и научно-исследовательский институт ре-лестроения.

В 1963 г. после реорганизации совнархозов Н.А.Оболенский был назначен Председателем Госкомитета по электротехнике при Госплане СССР, а затем в течение длительного

времени был первым заместителем министра электротехнической промышленности СССР.

Широкий кругозор и высокий профессионализм, творческая направленность мышления, большие организаторские способности и целеустремленность при решении сложных и ответственных задач создали Н.А.Оболенскому заслуженный авторитет.

Более десяти лет (с 1978 по 1989 гг.) Н.А.Оболенский был главным редактором журнала "Электротехника", используя свой огромный опыт и знания для пропаганды передовых достижений научно-технического прогресса и привлечения к участию в журнале талантливых специалистов-электротехников, а также ведущие электротехнические организации.

Трудовая деятельность Н.А. Оболенского отмечена многими высокими правительственные наградами, в том числе Государственной премией СССР.

Неиссякаемая энергия, открытость и доброжелательное отношение к людям заслуженно снискали Николаю Александровичу глубокое уважение всех, кто работал с ним.

Редактор отдела О.В. Кунавина.
Научный редактор Л.А. Романова.

Сдано в набор 30.04.2001. Подписано в печать 19.06.2001. Формат 60×88 1/8

Бумага офсетная № 1. Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 70

Цена свободная. Тираж 1000 экз. Зарегистрирован Комитетом РФ по печати, регистрационный №01330.

Макет выполнен и отпечатан в ОАО «Электропривод»
107078, Москва, ул. Садовая Спасская, 1/2, стр. 5



Электротехника 2010

VI Международный Симпозиум

22–26 октября 2001 года

**Подмосковье (пансионат),
БВЦ, павильон "Электрификация"**

**ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ВИДЫ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ
ДЛЯ ПЕРЕДАЧИ И РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ**

ТЕМАТИЧЕСКАЯ НАПРАВЛЕННОСТЬ:

1. Технологии производства, передачи и распределения электроэнергии
- 2.* Электротехническое оборудование и распределительные устройства
3. Преобразовательная техника и ее элементная база
4. * Релейная защита,автоматика, АСУТП, СДТУ
- 5.* Диагностика и мониторинг в/в электротехнического оборудования.
Продление срока службы оборудования
6. Электротехнические материалы. Системы изоляции. Изоляционные конструкции
7. Электротехнологии
8. Обеспечение качества в/в оборудования. Рынок (круглый стол)

* **ДОКЛАДЫ** (на русском языке)

– **СЕНТЯБРЬ 2001 Г.**

Организаторы

Международная Ассоциация делового сотрудничества по трансформаторам, высоковольтной аппаратуре, электротехнической керамике и другим комплектующим изделиям и материалам – “ТРАВЭК”

Государственное унитарное предприятие “Всероссийский электротехнический институт” – ГУП “ВЭИ имени В.И.Ленина”

При содействии:

Минпромнауки России,
Миннатом России, концерна
“Росэнергоатом”,
РАО “ЕЭС России” и
Электроэнергетического
Совета СНГ.

Более подробную информацию, а также **ПРИГЛАШЕНИЕ ОРГКОМИТЕТА**, в котором представлены **НАУЧНАЯ ПРОГРАММА** и условия участия в работе симпозиума, можно получить в Оргкомитете:

Адрес Оргкомитета:

Россия, 111250, г.Москва, ул.Красноказарменная, 12

тел. (095)361-95-20, 361-92-25, тел/факс (095)362-55-03, 362-56-17

Email: finareva@vei.ru, travek@vei.ru, agilim@vei.ru

Информация в сети Internet на сервере ВЭИ: <http://www.vei.ru>

Индекс
71111

ЭЛЕКТРОДОМ

'2001

1-я Международная
выставка
электротехнического
оборудования и
электробытовой техники

10-14 декабря
2001г.

Москва, Выставочный
центр "Росстройэкспо"
павильон "Триумф"
Фрунзенская наб. 30

Организаторы:

ООО "МОСЭКСПОСЕРВИС"
ОАО "СТАНДАРТЭЛЕКТРО"

При поддержке:

"Интерэлектро", Московской Торгово-Промышленной
Палаты, ГОССТРОЯ России и "Росстройэкспо"



ЭЛЕКТРОДОМ

Проезд: станция метро Фрунзенская

Оргкомитет выставки: тел/факс: 255-28-32, 255-29-89,

259-53-03, тел. 254-0549, 254-9553, 254-0563.

www.mosexposervice.ru, E-mail:exhibition@mtu-net.ru,

ISBN 0013-5860 Электротехника. 2001. № 7. 1-64.