

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА
12 2011



МЕДАЛЬ
"ЗА ЗАСЛУГИ В
ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ"



ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ –
КОЛЛЕКТИВНЫЙ ЧЛЕН АКАДЕМИИ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ НАУК РФ
Издаётся с января 1930 года

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 «АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД» (г. МОСКВА)
НТА «ПРОГРЕССЭЛЕКТРО» (г. МОСКВА)
АО «РОСЭЛПРОМ» (г. МОСКВА)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

МАКАРЕВИЧ Л.В. (председатель совета), МЕЩЕРЯКОВ В.М., ОРЛОВ Ю.А., КОВАЛЕВ Ф.И.,
ЮНЬКОВ М.Г., ПОДАРУЕВ А.И. (заместитель председателя совета), ГЛОВАЦКИЙ А.В., ЧИБИРКИН В.В.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор **РОЗАНОВ Ю.К.**, доктор техн. наук, проф.,
БЕЛКИН Г.С., доктор техн. наук, БЕСПАЛОВ В.Я., доктор техн. наук, проф., БРЯНЦЕВ А.М.,
доктор техн. наук, ДАЦКОВСКИЙ Л.Х., канд. техн. наук, ДОЛКАРТ В.М., доктор техн. наук, ИНЬКОВ Ю.М.,
доктор техн. наук, проф., КОЗЯРУК А.Е., доктор техн. наук, проф., КОПЫЛОВ И.П., доктор техн. наук, проф.,
ЛАЗАРЕВ Г.Б., канд. техн. наук, ЛУРЬЕ А.И., канд. техн. наук, МОСКАЛЕНКО В.В., канд. техн. наук, проф.,
НИКУЛИН А.А., канд. техн. наук, ПАНИБРАТЕЦ А.Н., канд. техн. наук, СЛЕЖАНОВСКИЙ О.В., доктор
техн. наук, проф. (зам. главного редактора), ТУБИС Я.Б., канд. техн. наук

Полная версия журнала в формате PDF размещена на сайте Российской универсальной научной электронной библиотеки (РУНЭБ): www.elibrary.ru.

В редакции можно подписаться на журнал с любого месяца и приобрести отдельные номера.

Журнал переводится на английский язык в полном объёме и выходит в США в издательстве "ALLERTON PRESS, INC" (18 West 27th Street New York N.Y. 10001).

При перепечатке ссылка на журнал «Электротехника» обязательна. Мнение редакции не всегда совпадает с точкой зрения авторов статей. За содержание рекламных материалов редакция ответственности не несёт. Рукописи статей не возвращаются.

Подписаться на журнал можно в почтовых отделениях связи по объединённому каталогу Департамента почтовой связи. Подписной индекс — 71111.

Издатель: ЗАО "Знак" 101000, Москва, Главпочтамт, а/я 648.
Адрес редакции: 111250, Москва, Красноказарменная ул., 12. Телефон/факс: (495) 361-95-96
E-mail elektrotechnika@mtu-net.ru

Редактор отдела О.В. Кунавина
Научный редактор Л.А. Романова
Редактор З.П. Фёдорова
Компьютерная вёрстка Н.Н. Мерзляков

Сдано в набор 11.10.2011 Выход в свет 20.12.2011 Формат 60x88 1/8.
Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 296
Цена свободная. Тираж 750 экз. Зарегистрирован Комитетом РФ по печати, регистрационный 01330.

Отпечатано в ПЦ МЭИ
Москва, Красноказарменная ул., 13

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОПРИВОД

Тимонин Ю.Н. Управление электроприводами системы охлаждения мощных силовых трансформаторов 2

Родионов Р.В. Тягово-энергетические характеристики привода троллейбуса и алгоритм управления тяговым асинхронным двигателем 4

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ АППАРАТЫ

Шоффа В.Н., Чичерюкин В.Н. Микроминиатюрный коммутатор, реализующий перемещение в пространстве особых точек магнитного поля 10

Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Петрова А.А. Сравнение геометрически подобных систем электромагнитов по условию постоянства теплового критерия 14

ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ

Козярук А.Е., Хитров А.А. Автономная система энергоснабжения на базе роторно-лопастного двигателя с внешним подводом теплоты и вентильного двигателя с постоянными магнитами 17

ВОЗОБНОВЛЯЕМЫЕ ИСТОЧНИКИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ

Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моделирование угла поворота лопастей ветродвигателя ветроэлектрической установки, работающей на электрическую сеть 22

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

Перцев А.А., Панибратец А.Н., Рылская Л.А. О предотвращении повторных пробоев вакуумных выключателей 28

Ильин А.С. Численное моделирование процессов гашения дуги в высоковольтном выключателе 36

СИЛОВАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

Иванов А.Г., Арзамасов В.Л. Применение силовой электроники в установках депарафинизации нефтескважин 42

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЁТЫ

Сандомирский С.Г. Оценка остаточной намагниченности стальных изделий с малым размагничивающим фактором по коэрцитивной силе 47

Ахмедова Т.А. Определение резонансной частоты нагруженного колебательного контура с учётом потерь от вихревых токов 51

Острейко В.Н. К уточнению расчёта электродинамической силы отброса контактов 54

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Анатолий Фёдорович Дьяков 56

Валерий Александрович Альтов 57

Список статей, опубликованных в журнале «Электротехника» в 2011 г. 58

CONTENTS

ELECTRIC DRIVE

Yu.N. Timonin. Control of the electric drive large power transformers cooling system 2

R.V. Rodionov. Power characteristics of traction drive of trolleybus and algorithm of management of the traction asynchronous motor 4

ELECTRICAL APPARATUSES

V.N. Shoffa, V.N. Chicheryukin. Microminiature commutator, which realize the movement of the magnetic field special points 10

V.Yu. Neyman, L.A. Neyman, A.A. Petrova. Comparison of geometrically similar electromagnets systems if thermal criterion is constant 14

THE SAVINGS OF ENERGY

A.E. Kozyaruk, A.A. Khitrov. Autonomous energy supply system with swing-piston external combustion engine and brushless permanent magnet motor 17

RENEWABLE ENERGY SOURCES

R.I. Mustafayev, L.G. Gasanova. Modeling of the corner of the tumbling of the windmill blades of wind-electric installation, working at electric network 22

HIGH-VOLTAGE ENGINEERING

A.A. Pertsev, A.N. Panibratets, L.A. Ryl'skaya. About the prevention of restrike of vacuum circuit breakers 28

A.S. Il'in. Model of arc quenching processes in high voltage circuit breaker 36

POWER ELECTRONICS

A.G. Ivanov, V.L. Arzamasov. Application of power electronics in installations for dewaxing of wells 42

RESEARCHES AND CALCULATIONS

S.G. Sandomirskiy. Computing the remanent magnetization of a ferromagnetic body with the small demagnetization coefficient based on the coercive force 47

T.A. Ahmedova. Defining resonance frequency loading oscillatory circuit paying attention loss repeated heating 51

V.N. Ostreyko. To specify the calculation of electrodynamic force of contacts' throw 54

OUR JUBILEERS

Anatolii Fyodorovich D'yakov 56

Valerii Aleksandrovich Al'tov 57

The list of the articles that were published in journal «Electrotekhnika» in 2011 58

Управление электроприводами системы охлаждения мощных силовых трансформаторов

ТИМОНИН Ю.Н.

Рассматриваются вопросы определения рациональной структуры системы управления электроприводом охладителей мощных силовых трансформаторов для снижения потерь электрической энергии и повышения надёжности подачи электрической энергии потребителям.

Ключевые слова: силовой трансформатор, система управления, охладители.

В силовых трансформаторах с номинальной мощностью более 100 МВ·А применяется, как правило, принудительное воздушно-масляное охлаждение. Важнейшим узлом системы охлаждения является маслосистема, которая обеспечивает требуемую температуру наиболее нагретой точки обмоток трансформатора в широком диапазоне изменения режимных характеристик. По статистике более 40% отказов силовых трансформаторов происходит по вине маслосистемы и её элементов, обусловленных отклонением конструктивных и режимных характеристик от их номинальных значений [1].

Анализ работ в данной области показывает, что усилия исследователей и разработчиков направлены в основном на аппаратную модернизацию установок, точнее на изменение конструктивных параметров, и недостаточно внимания уделяется созданию систем автоматического поддержания температуры на выходе систем охлаждения. Существующие способы регулирования температуры масла на выходе системы охлаждения являются релейными. Это приводит к большим отклонениям температуры масла в маслосистеме трансформатора и значительному перерасходу электроэнергии на привод вентиляторов — охладителей и дополнительные потери в самом трансформаторе. Поэтому назрела необходимость в создании энергоэффективной, высоконадёжной, удобной в эксплуатации, контролепригодной и удовлетворяющей требуемым показателям качества системы стабилизации температуры масла на выходе системы охлаждения. Для

Questions of a rational structure definition of the system controlling the electric drive power transformers coolers to reduce electricity losses and increase reliability of electrical energy to consumers are considering.

Key words: power transformer, control system, coolers.

плавного регулирования частоты вращения электроприводов охладителей наиболее приемлемо использование частотно-регулируемых электроприводов (ЧРЭП) с учётом их группового управления.

В соответствии с ГОСТ 12965-85 «Трансформаторы силовые масляные» установлено, что система охлаждения трансформатора должна обеспечивать точное поддержание температуры масла в рабочем диапазоне (70–75°C) с требуемой точностью ($\pm 0,5^\circ\text{C}$) при минимуме затрат на электроэнергию и обеспечении устойчивой работы системы в широком диапазоне изменения режимных характеристик. Оптимизация работы системы охлаждения трансформатора требует корректного математического описание её гидравлической и аэродинамической части с учётом транспортного запаздывания, с последующим синтезом регулятора и моделированием работы системы. Функциональная схема такой системы изображена на рис. 1.

Поддержание требуемой температуры масла в корпусе трансформатора обеспечивается двухконтурной схемой регулирования. Первый контур регулирования включает (отключает) электродвигатели охладителей. Задатчиком контура является датчик температуры верхних слоёв масла в трансформаторе. Второй контур поддерживает заданную температуру масла в охлаждаемом контуре в зависимости от нагрузки трансформатора. Задатчиком контура является датчик тока нагрузки на клеммах трансформатора. Основные характеристики системы:

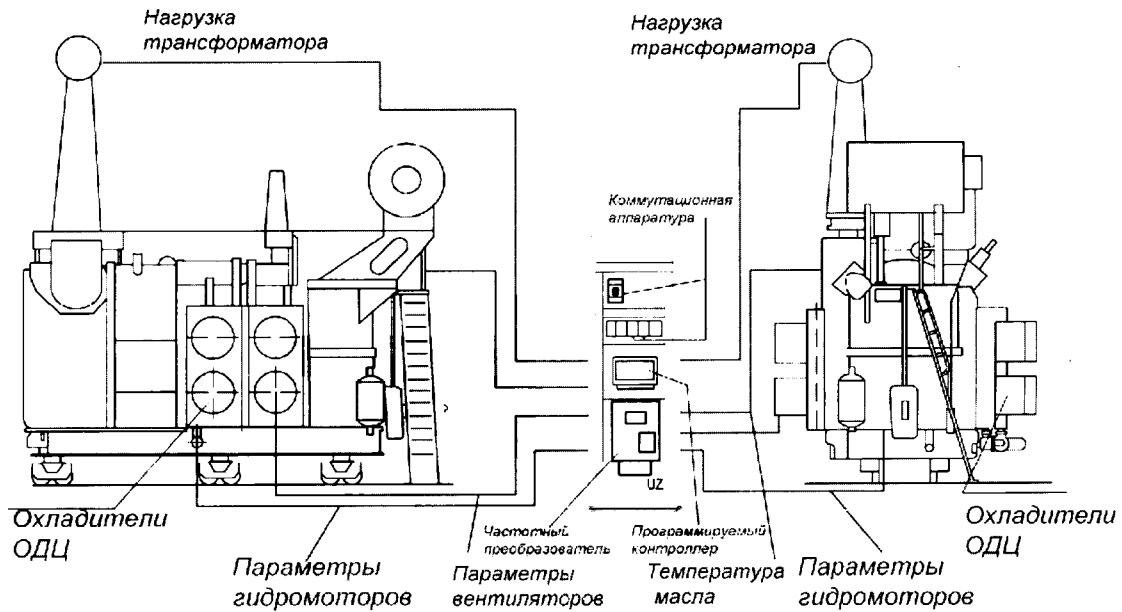


Рис. 1. Функциональная схема системы управления охлаждающей установкой трансформаторов

– диапазон автоматического поддержания температуры газа в выходном коллекторе в пределах $\pm 10^\circ\text{C}$;

– точность измерения температуры входящего, выходящего газа, окружающего воздуха $\pm 0,5^\circ\text{C}$.

Существенно повысить КПД двигателя охладителей силовых трансформаторов можно путём регулирования магнитного потока статора (ротора) в зависимости от значения нагрузочного момента (скольжения).

Высокими энергетическими характеристиками обладают системы с регулированием магнитного потока в функции нагрузки. Увеличить их динамические характеристики можно путём форсировки статорного напряжения (тока) во время переходных процессов и частых формирований управляющих воздействий.

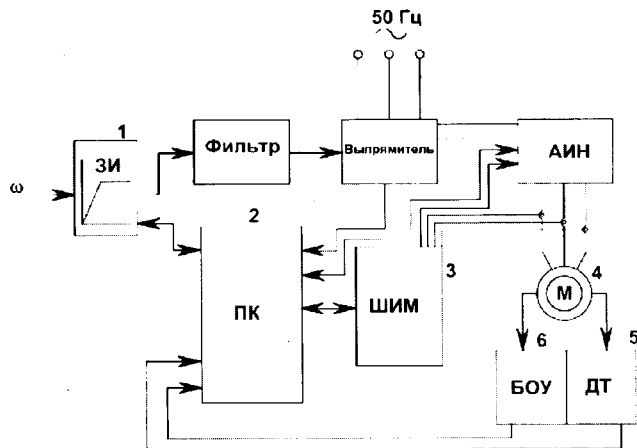


Рис. 2. Структура системы управления электроприводами охладителей

Получить высокую надёжность можно за счёт применения упрощённой системы регулирования, отказа от встроенных в двигатель и механически связанных с ротором датчиков.

На рис. 2 показана структура системы управления режимными параметрами электродвигателей охладителей трансформатора, поддерживающей постоянство угла между векторами тока статора I_1 и потокоцепления ротора Ψ_2 , что равнозначно поддержанию постоянства относительного скольжения двигателя.

Система управления состоит из: задатчика интенсивности 1; программируемого контроллера 2; блока широтно-импульсного модулятора 3; асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором 4; датчика тока 5 и блока определения угла 6. Поддержание постоянства угла между I_1 и Ψ_2 обеспечивает работу двигателя в области номинального режима с максимальными значениями КПД и $\cos\varphi$. Кроме того, привод, обладая абсолютно жёсткой механической характеристикой, что обусловлено постоянством относительного скольжения, получает возможность точного регулирования частоты вращения ротора путём изменения частоты поля.

Точность регулирования устанавливается на основе исследования физических процессов в силовом трансформаторе и электромеханических системах, в комплексе влияющих на формирование закона управления режимами работы электроприводов системы охлаждения [1–5].

Выводы

1. Разработанная система управления позволяет увеличить КПД системы охлаждения на 15%, снизить потери электроэнергии на 20–25%, повысить надёжность системы на 18%.

2. Система автоматического регулирования параметров охладителей трансформаторов обеспечивает их плавный пуск, снижающий пусковые токи и позволяющий:

- увеличить срок службы двигателей;
- избежать бросков напряжений;
- осуществлять быстрый запуск вентиляторов от резервного источника питания.

3. Система автоматического регулирования максимально упрощает работу персонала, так как:

– нет необходимости следить за состоянием секций и принимать решения о пуске-останове вентиляторов;

– система сама документирует все необходимые параметры;

– сокращается время на ремонт и замену вышедших из строя частей системы управления, поскольку элементы системы управления изготовлены на более высоком качественном уровне и при проектировании САУ учтены недостатки существующей системы управления.

4. По сравнению с прочими предлагаемыми системами, предполагающими установку дорогостоящих частотно-регулируемых приводов на каждый электродвигатель, разработанная система отличается меньшей ценой, так как подразумевает установку одного электропривода на все охладители.

Список литературы

1. Тимонин Ю.Н., Степанов В.М. Определение остаточного ресурса силового трансформатора по температуре наиболее нагретой точки его обмотки // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып.3. Ч. 5. 2010. С.83–85.

2. Тимонин Ю.Н. Регулируемый электропривод системы охлаждения трансформаторов // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып.3. Ч.4. 2010. С.177–182.

3. Тимонин Ю.Н., Савельев С.В. Планирование эксперимента, методика и аппаратура исследования электромеханической системы охлаждения трансформаторов // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып.3. Ч. 4. 2010. С.183–187.

4. Тимонин Ю.Н., Сушкин В.А. Моделирование переходных процессов в системе охлаждения силовых трансформаторов // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып.3. Ч. 4. 2010. С.76–79.

5. Тимонин Ю.Н., Горелов Ю.И. Математическое моделирование тепловых процессов в силовом трансформаторе // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып.3. Ч. 5. 2010. С.86–88.

Тимонин Юрий Николаевич – заместитель генерального директора «Тулэнэрг» ОАО «МРСК Центра и Приволжья», директор филиала. Окончил Ивановский энергетический институт в 1984 г.

Тягово-энергетические характеристики привода троллейбуса и алгоритм управления тяговым асинхронным двигателем

РОДИОНОВ Р.В.

Приводятся результаты стендовых и эксплуатационных испытаний тяговых электродвигателей АТ250L4У2 в составе тягового привода троллейбуса. Показан пример реализации испытательного оборудования, позволяющего имитировать работу тягового электродвигателя и привода на условном расчётном перегоне.

Ключевые слова: электропривод, тяговый асинхронный двигатель, энергоэффективность, способы управления, испытания, физическая модель.

Современные энергосберегающие технологии находят применение и в городском электрическом транспорте. ОАО «НИПТИЭМ» с 2004 г. производит электродвигатель АТ225М4У2 для комплектации тягового привода четырёхосных вагонов трамвая и электродвигатель АТ250L4У2 для привода троллейбуса

In article results of bench and operational tests of traction electric motors АТ250L4У2 as a part of a traction drive of a trolleybus are resulted. The example of realisation of the test equipment is shown, allowing to simulate work of the traction electric motor and a drive on a conditional settlement stage.

Key words: electric drive, traction asynchronous engine, power efficiency, ways of management, test, physical model.

[1]. Массовое применение асинхронных тяговых двигателей на транспорте является перспективным направлением. Трудности, связанные с внедрением приводов с асинхронными двигателями (АД) показаны в [4]. Активизация работ по внедрению приводов с АД обусловлена не только их явными достоинствами, но и

необходимостью экспериментального доказательства энергосберегающего эффекта от внедрения такого оборудования. Исследование энергетики и динамики тягового привода трамвая показано в [2]. В настоящей статье рассматривается экспериментальное определение энергозатрат для двигателя АТ250L4У2 и привода троллейбуса, а также алгоритм управления тяговым двигателем.

Большое внимание в современных публикациях уделяется оптимизации управления электроприводами с тяговыми АД [4,5]. В основе реализации законов управления электрическими машинами положен метод результирующего вектора. Электромагнитные процессы в обобщённой электрической машине описываются системой уравнений Парка–Горева, при этом используются параметры Т-образной схемы замещения, которые определяются по паспортным данным или опытным способом. В [3] предлагается управление тяговым АД по линейной зависимости:

$$U_1 = D_1 + D_2 \omega_1, \quad (1)$$

где U_1 – линейное напряжение; $\omega_1 = 2\pi f_1$ – частота питания тягового двигателя; D_1, D_2 – коэффициенты.

Выражение (1) справедливо для диапазона частот $f_1 \in [0-50]$. Таким образом, на частотах близких к 0 получается большое значение тока, которое ограничивается регулятором тока, что приводит к уменьшению напряжения и изменению зависимости (1). Для устранения подобного эффекта предлагается управление осуществлять по выражению

$$\begin{aligned} U_1 &= D_1 + D_2 f_1 \quad \text{для } f_1 \in [f_{\min}; f_{\text{ном}}]; \\ U_1 &= U_{\text{ном}} \quad \text{для } f_1 \in [f_{\text{ном}}; f_{\max}]. \end{aligned} \quad (2)$$

В выражении (2) предлагается осуществить трогание двигателя на минимальной частоте питания, определённой из опыта КЗ на низких частотах питания двигателя. В табл. 1 приведены результаты опыта КЗ двигателя АТ250L4У2 при нескольких значениях частоты

питающего напряжения. Поскольку на этих частотах не проявляется эффект вытеснения тока в стержнях ротора, определим индуктивное сопротивление и индуктивность КЗ.

Пренебрегая потерями в стали на низких частотах питания и индуктивностью намагничивания, можно записать:

$$R_k = R_1 + R_2; \quad L_k = L_1 + L_2, \quad (3)$$

где R_1, R_2 – активные сопротивления статора и ротора; L_1, L_2 – индуктивности статора и ротора.

Согласно электромагнитному расчёту двигателя АТ250L4У2 параметры Т-образной схемы замещения: номинальное напряжение $U_{\text{ном}} = 400$ В, номинальная частота $f_{\text{ном}} = 50$ Гц, активное сопротивление статора $R_1 = 0,016$ Ом, индуктивность статора $L_1 = 0,2516$ мГн, активное сопротивление ротора $R_2 = 0,016$ Ом, индуктивность намагничивания $L_\mu = 12,35$ мГн. Изменение R_k вызваны нагревом двигателя токами КЗ. На «холодной» машине получено хорошее совпадение расчётных и экспериментальных данных. Для индуктивностей такого совпадения не получилось, так как расчёт произведён для тока приблизительно в 2 раза меньшего, чем ток КЗ. Из табл. 1 видна зависимость индуктивности L_k от тока КЗ I_k . При определении минимальной частоты трогания двигателя необходимо учитывать значение тока КЗ (в нашем случае оно должно быть меньше 400 А) и время переходного процесса, которое приближённо можно оценить как $\approx 3T_k$. Таким образом, по результатам испытаний можно сформировать следующую зависимость напряжения от частоты для управления двигателем АТ250L4У2:

$$\begin{aligned} U_1 &= 16 + 8,6f_1 \quad \text{для } f_1 \in [1; 50]; \\ U_1 &= 400 \quad \text{для } f_1 \in [50; 140]. \end{aligned} \quad (4)$$

На рис. 1 показаны зависимости отношения напряжения к частоте, тока КЗ, мощности и индуктивности.

Таблица 1

Результаты опыта КЗ для момента 1580 Н·м

f_1 , Гц	U_1 , В	U_1/f_1	I_k , А	P_k , кВт	$\cos \varphi$	R_k , Ом	x_k , Ом	L_k , мГн	T_k , с
0,5	18,9	37,8	306	9,710	0,972	0,0346	0,00848	2,6979	0,08
1,0	24,4	24,4	355	14,707	0,982	0,0389	0,00752	1,1961	0,03
1,5	29,4	19,6	424	21,263	0,983	0,0394	0,00730	0,7746	0,02
2,0	37,9	19,0	485	31,189	0,979	0,0441	0,00926	0,7368	0,016

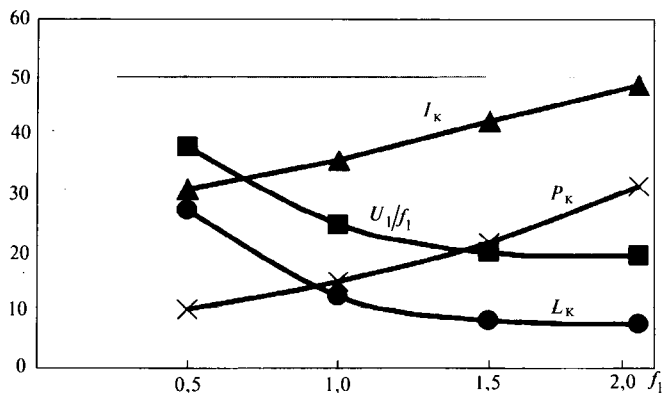


Рис. 1. Графики зависимостей от частоты питания (масштаб 1:10 А:1 кВт:1 В/Гц:1 мГн)

Из рис. 1 видно, что индуктивности статора и ротора зависят от тока КЗ. При выборе минимальной частоты трогания в пределах 1,0–1,2 Гц выполняются условия ограничения по току и времени переходного процесса. Более точную зависимость в диапазоне частот питания зоны регулирования с постоянным моментом можно получить, исходя из экспериментальных данных во всём диапазоне регулирования. Математическое моделирование не даёт достоверных результатов, так как расчёт проводится в насыщенной машине. Для настройки тягового привода с наименьшими потерями и лучшей динамикой необходимо проведение комплекса исследований по определению настроек привода во всём диапазоне регулирования. Для этого был разработан специализированный стенд, позволяющий снимать рабочие характеристики как в двигательном, так и в генераторном режимах, а также работать в циклическом режиме, имитируя работу привода на условном расчётном перегоне в 350 м.

Схема стенда показана на рис. 2. В состав стенда входит: рекуператор фирмы «Vacon», преобразователь КЕВ ПЧ1 мощностью 315 кВт, преобразователь частоты КЕВ ПЧ2 мощностью 250 кВт, нагрузочная машина

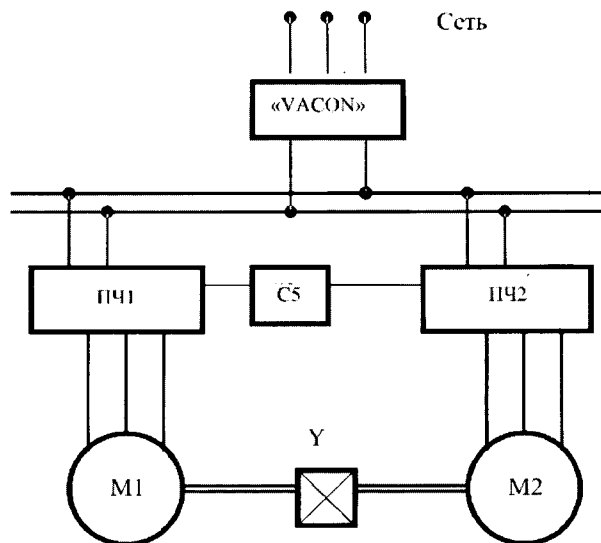


Рис. 2. Схема стенда

5АМ315М4 мощностью 200 кВт, тензоизмерительная муфта М40-2к, контроллер КЕВ С5 в качестве задатчика режима работы, прибор для измерения электрических и механических величин типа Fluke Norma5000 N5K (класс точности 0,15%), комплект шунтов 500 А.

Работает стенд следующим образом: рекуператор фирмы «Vacon» служит для регулирования напряжения звена постоянного тока. Электрические машины работают одна в двигательном режиме, другая в генераторном, в зависимости от заданного режима работы, питаются от преобразователей частоты ПЧ1 и ПЧ2 соответственно. Обе электрические машины соединены механически через тензоизмерительную муфту Y. Для реализации циклического режима работы служит промышленный контроллер типа С5. Он задаёт временной интервал работы испытуемого привода и диаграмму нагрузок для нагрузочного привода. Испытуемый привод работает в режиме регулирования скорости без обратной связи по скорости. Нагрузочный привод (ПЧ2–М2) работает в режиме регулирования момента с датчиком обратной связи. Все измеряемые прибо-

Таблица 2

Обмоточные данные АТ250L4У2 для линейного напряжения 400 В и номинальной частоты 50 Гц

Параметр	Предварительные данные	Модифицированные данные
Число проводников в пазу S_p	12	11
Число параллельных ветвей a	4	4
Диаметр провода d , мм	1,5	1,5
Средний шаг обмотки по пазам Y_{cp}	11	11,6
Число элементарных проводников n	6	6

ром Norma 5000 и тензоизмерительной муфтой параметры регистрируются компьютером.

На частотах 5, 10, 15, 25, 50, 75, 100 Гц снимается семейство рабочих характеристик на несколько значений напряжения. Оптимальное напряжение определяется, исходя из критерия минимума подводимой к тяговому двигателю мощности. Минимум подводимой мощности не соответствует минимуму тока двигателя, поэтому для обеспечения наиболее экономичного режима работы с точки зрения энергопотребления, воспользуемся критерием минимума подводимой мощности и определим тяговую характеристику двигателя АТ250L4У2 (рис. 3).

Из рис. 3 видно, что кривая напряжения на участке 5–50 Гц имеет излом, а ток несколько увеличивается в окрестности точки 50 Гц. Если аппроксимировать кривую напряжения в диапазоне 5–50 Гц по точкам 5, 10, 15, 25 Гц, то на частоте 50 Гц получим напряжение 460 В. Таким образом, обмоточные данные могут быть изменены: число проводников в пазу может быть уменьшено ($S_p=11$). Другим вариантом коррекции напряжения является уменьшение номинальной частоты до 44 Гц. Такое изменение приведёт к уменьшению зоны регулирования с постоянным моментом (снижению мощности двигателя). Обмоточные данные двигателя АТ250L4У2 предварительные и модифицированного варианта приведены в табл. 2.

Режим работы тягового двигателя – S5, в котором имеются участки разгона, выбега и торможения. Нормирование мощности двига-

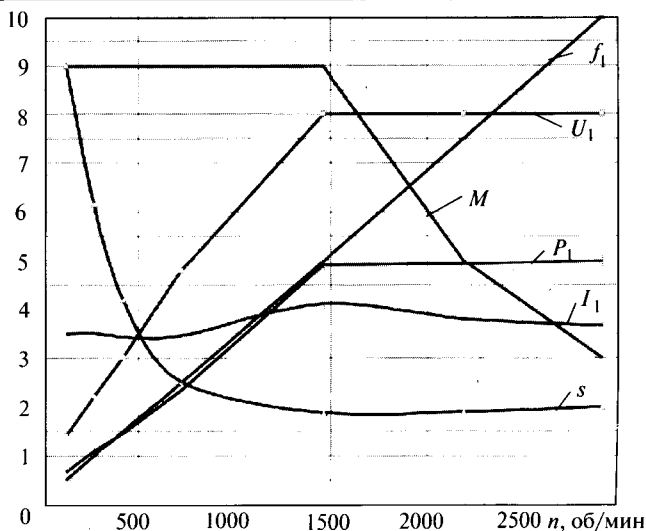


Рис. 3. Тяговая характеристика двигателя АТ250L4У2 ($S_p = 12$) (масштабы по осям: M , Н·м=528,00 * M , о.е.; U , В=50,00 * U , о.е.; S , %=1,40 * S , о.е.; F , Гц=10,00 * F , о.е.; P , кВт=55,620 * P , о.е.; I , А=100 * I , о.е.)

теля по режиму S1 или S2 («часовому режиму») является некорректным, так как эти режимы не отражают фактическую работу двигателя в тяговом приводе. Для проверки работоспособности двигателя целесообразно проводить испытание на нагревание по циклограмме, соответствующей проезду транспортного средства на условном расчётном перегоне 350 м с номинальной загрузкой транспортного средства и заданными параметрами разгона и торможения.

На рис. 4 показаны циклограммы работы тягового привода при более длительном вре-

Таблица 3

Испытания на нагревание в циклических режимах

Параметр	Режим 1	Режим 2	Режим 3
Время разгона до частоты вращения 3000 об/мин, с	30	20	20
Время работы с частотой вращения 3000 об/мин, с	10	10	10
Время замедления, с	20	20	20
Пауза, с	10	10	10
Время нарастания момента, с	2	2	2
Вращающий момент, Н·м, при разгоне до частоты вращения (об/мин)	1512 (1522)	1509 (1516)	1509 (1516)
Вращающий момент, Н·м, при разгоне на частоте вращения (об/мин)	428 (2986)	412 (2990)	430 (2964)
Тормозной момент, Н·м, при частоте вращения (об/мин)	-1563 (1038)	-1554 (997)	-1552 (1060)
Напряжение трогания, В	19	19	19
Частота трогания, Гц	2,0	2,0	2,0
Зависимость напряжения от частоты	Линейная		
Напряжение на частоте 50 Гц, В	405		
Температура окружающей среды, °С	26,0	27,0	28,5
Температура корпуса, °С	122,0	123,5	116
Превышение температуры обмотки статора, °С	159,1	151,4	150,8
Время работы, ч	2	0,75	2,25

Таблица 4

Масса троллейбуса, кг	Средняя скорость движения, км/ч	Длина пути, м	Электроэнергия, кВтч	Удельный расход электроэнергии, Втч/(ткм)
10580	23	255	0,181	67,6
10580	40	238	0,285	114,0
17380	23	191	0,191	79,1
17380	40	225	0,225	129,4

мени разгона, что соответствует предельной нагрузке троллейбуса. На рис. 5 приведены диаграммы, соответствующие номинальной за-

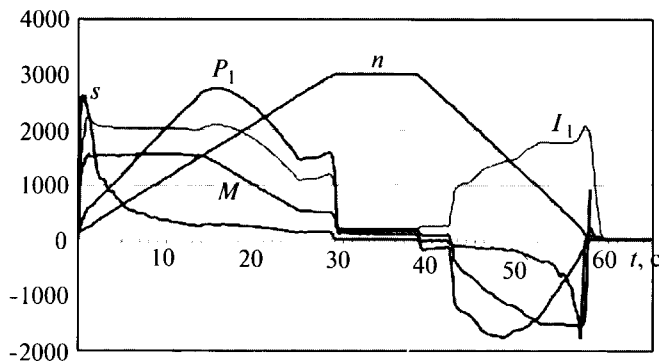


Рис. 4. Циклограмма работы тягового двигателя AT250L4Y2 в составе привода с максимальной нагрузкой

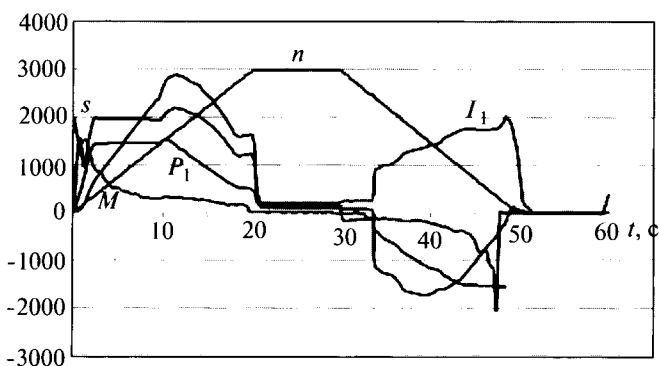


Рис. 5. Циклограмма работы тягового двигателя AT250L4Y2 в составе привода с номинальной нагрузкой

грузке троллейбуса. На циклограммах зона работы тягового привода с постоянной мощностью (частота вращения более 1500 об/мин) несколько отличается от гиперболической зависимости. Это объясняется особенностями испытательного оборудования и алгоритмами задания момента сопротивления в программируемом логическом контроллере. По диаграмме (рис. 5) можно определить удельное энергопотребление транспортного средства при разгоне до заданной скорости. Для этого необходимо произвести численное интегрирование кривой $P_1(t)$. Энергопотребление без учёта ре-

куперации определяется по результатам разгона, а с учётом рекуперации при разгоне и торможении с заданной скорости.

Результаты численного интегрирования циклограммы (рис. 5)

Удельный расход электроэнергии, Втч/(ткм), на тягу при разгоне:

- до 23 км/ч без учёта рекуперации 71,88
- до 40 км/ч без учёта рекуперации 166,00
- до 40 км/ч с учётом рекуперации 56,29

Результаты испытаний двигателя AT250L4Y2 №5965 в циклическом режиме на нагревание сведены в табл. 3. Режимы 1 и 3 выполнялись с холодного состояния. Режим 2 с нагретого состояния, соответствующего режиму S1 (120 кВт).

Определение удельного расхода электроэнергии на тягу осуществляется при движении троллейбуса на 350-метровом участке со скоростями сообщения 23, 40 км/ч порожнего и снаряжённого троллейбуса (с учётом стоянки 8 с). Удельный расход электроэнергии определяется в двух режимах движения: при рекуперативно-реостатном и при реостатном торможении. Результаты испытаний по определению удельного расхода электроэнергии при реостатном торможении для троллейбуса типа 5265 (проект «МЕГАПОЛИС», ЗАО «Тролза») приведены в табл. 4.

Результаты испытаний при обкатке троллейбуса в режиме городского цикла с пробегом 50 км приведены в табл. 5.

Таблица 5

Время, мин	Энергопотребление, кВтч	Энергия при рекуперации, кВтч	Путь, км	Удельный расход электроэнергии, Втч/(ткм)
60	29	7	23	55,35
120	52	13	43	52,48
147	61	15	50	53,94

Сравнивая результаты стендовых испытаний табл. 3 и результаты испытаний в составе

транспортного средства (табл. 4 и 5) можно сделать вывод об адекватности физической модели, выполненной на испытательном оборудовании согласно рис. 2. Погрешность результатов обусловлена несовершенством алгоритмов задания момента сопротивления. В настоящее время проводятся работы по их модернизации. Исследование динамики тягового привода с асинхронными двигателями для городского электрического транспорта рассмотрено в [2,6].

Выводы

1. Проведены экспериментальные исследования алгоритмов управления асинхронными тяговыми двигателями для городского электрического транспорта. Показано, что применение линейного алгоритма управления позволяет достичь удовлетворительных результатов по динамике и энергетике привода. Параметры алгоритмической зависимости определяются экспериментально по результатам опытов КЗ на низких частотах питания и рабочим характеристикам на номинальной и близких к номинальной частотах питания.

2. Разработано испытательное оборудование, с помощью которого можно задавать режим работы тягового привода на условном расчётном перегоне 350 м и в условиях городского цикла эксплуатации.

3. Предложено для оценки энергопотребления тягового электрооборудования использовать удельное энергопотребление на тягу. Данная характеристика более адекватно отражает энергопотребление, чем КПД.

4. Экспериментально установлено, что применение тягового привода с асинхронными

двигателями типа АТ250L4У2 позволяет экономить до 10 % электроэнергии без учёта рекуперации и до 35 % с учётом рекуперации по сравнению с традиционными реостатно-контактными системами управления тяговыми приводами городского электрического транспорта.

Список литературы

1. Пискунов С.В., Ворошилов В.С., Поляков В.А. Тяговые асинхронные двигатели для приводов подвижного состава городского электротранспорта // *Электротехника*. 2005. №5. С. 32–34.

2. Родионов Р.В. Исследование динамики тягового электропривода трамвая // Тезисы докладов Международной научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития электротехнологии» (XV Бенардосовские чтения). 27–29 мая 2009 г. Т.2. Иваново: ИЭГУ. С.71–72.

3. Бень Е.А., Скворцов Б.А., Ткач Д.Б., Токарев Л.Н. Особенности частотного управления асинхронными двигателями без датчика частоты вращения в тяговом электроприводе троллейбуса // *Электротехника*. 2003. №2. С.20К24.

4. Иньков Ю.М., Федяева Г.А., Феоктистов В.П. Системы управления для электроприводов с асинхронными тяговыми двигателями // *Электротехника*. 2009. №4. С.8–12.

5. Щербаков В.Г., Волевич А.Г., Орлов Ю.А., Таргонский И.Л. Концепция оптимального частотного управления асинхронным тяговым электроприводом // *Электротехника*. 2009. №4. С.2–8.

6. Родионов Р.В. Исследование тягово-энергетических характеристик приводов городского электрического транспорта // *Известия ТулГУ. Технические науки*. Вып.3. Тула. 2010. Ч.3. С.157–162.

Родионов Роман Вячеславович – научный сотрудник ОАО «Научно-исследовательский проектно-технологический институт электромашиностроения», канд. техн. наук. Окончил ВлГУ в 1999 г. Защитил диссертацию по теме «Исследование и совершенствование методов и средств испытания по определению энергетических показателей систем приводов с частотно-регулируемыми асинхронными двигателями» в 2005 г.

Микроминиатюрный коммутатор, реализующий перемещение в пространстве особых точек магнитного поля

ШОФФА В.Н., ЧИЧЕРЮКИН В.Н.

Рассмотрены принципы построения магнитных приводов для микроминиатюрных электромеханических систем. В основе принципа лежит синтез магнитных систем из постоянных магнитов и обмоток с током, в которых имеются особые (нулевые) точки магнитного поля способные перемещаться в пространстве при изменении параметров магнитной системы.

Ключевые слова: магнитная система, магнитное поле, постоянный магнит, электромагнитная сила.

Технологические достижения последнего времени и разработка новых электротехнических материалов позволяют конструировать электромеханические устройства с высокой степенью миниатюризации и интеграции. К числу таких электромеханических устройств относятся миниатюрные коммутаторы (как «сухие», так и жидкосмоченные), а также гидравлические и пневматические клапаны и распределители, различного рода электромагнитные исполнительные устройства.

Примеры миниатюрных коммутаторов: переключатели с ручным управлением или путевые переключатели; первичные двухпозиционные или многопозиционные преобразователи (датчики); электромагнитные реле, работающие в одностабильном или многостабильном режимах.

В качестве коммутационных элементов в такого рода коммутаторах могут служить сверхминиатюрные герконы с длиной стеклянного герметизирующего баллона 5–7 мм, изготавливаемые по традиционной технологии [1, 2], а также переключатели на основе электромеханических систем (так называемые MEMS-switches), объём магнитной системы в которых составляет всего 2–3 мм³ [3–5]. К последним можно отнести и герконы, изготавливаемые по микромашиной технологии и имеющие размеры 2×1,4×0,75 мм [6]. Фирмой «MAGNASPHERE» разработаны миниатюрные

Principles of construction of magnetic drives for microminiature electromechanical systems are considered. At the heart of a principle synthesis of magnetic systems from permanent magnets and coils with a current, in which there are special (zero) points of a magnetic field, capable to move in space at change of parametres of magnetic system lays.

Key words: magnetic system, magnetic field, permanent magnet, electromagnetic force.

герметизированные коммутационные элементы в металлическом корпусе, в котором якорем и одновременно контакт-деталью является ферромагнитный шарик диаметром 2–3 мм [7].

В указанных устройствах управление осуществляется либо с помощью обмоток, в том числе планарного исполнения [3], либо перемещающимися постоянными магнитами [6, 7]. В последнем случае для повышения чувствительности устройств и уменьшения их размеров требуется сокращение разности хода управляющего элемента (УЭ), что в основном решается за счёт увеличения градиента магнитного поля в направлении перемещения УЭ [1]. Большие градиенты поля, в частности, имеют место вблизи его особых точек, в которых напряжённость поля равна нулю [1, 8].

В статье рассмотрены некоторые магнитные системы на постоянных магнитах, реализующие такое управление миниатюрным коммутационным элементом, в котором якорем и переключающей контакт-деталью является шарик из магнитомягкого материала. Шарик может быть смочен ртутью для улучшения условий контактирования при малых силах контактного нажатия.

Для анализа поставленной задачи будем рассматривать рабочее тело в виде маленького магнитомягкого, заранее не намагниченного шарика (пробное тело). Если шар имеет малые

размеры в сравнении с источником магнитного поля (электромагнит или постоянный магнит), высокую относительную магнитную проницаемость и намагничен однородно внешним полем, то для расчёта силы P_z , действующей на него со стороны внешнего поля в направлении оси z , можно воспользоваться выражением [9]

$$P_z = \frac{4\pi}{\mu_0} R_{\text{ш}}^3 B \frac{\partial B}{\partial z}, \quad (1)$$

где μ_0 — магнитная постоянная; $R_{\text{ш}}$ — радиус шара; B — модуль вектора магнитной индукции \vec{B} в рассматриваемой точке при отсутствии в ней шара.

Использование выражения (1) в сочетании с расчётом магнитного поля постоянных магнитов по методу эквивалентного соленоида [9] даёт удовлетворительные результаты как по индукции, так и по электромагнитной силе P_z . Например, на рис. 1 показаны расчётные и экспериментальные кривые распределения индукции B_x и B_z вдоль оси x для кольцевого аксиально намагничённого постоянного магнита из материала 1Б1 с размерами $D=11,5$ мм, $d=7,5$ мм, $h=4,4$ мм при $y=0$ и $z=5,2$ мм.

На рис. 2 показаны расчётные и экспериментальные кривые распределения силы P_z , действующей на стальной шарик со стороны призматического магнита из материала 24БА210 с размерами $11,5 \times 11,5 \times 7$ мм (вдоль оси z). Кривые 1 получены для шара с радиусом $R_{\text{ш}} = 0,5$ мм при $z = 5$ мм и $y = 0$, а кри-

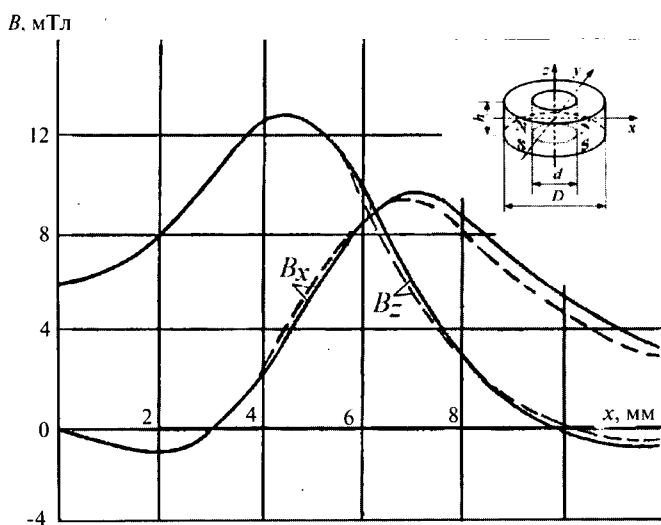


Рис. 1. Графики распределения индукции B_x и B_z вдоль оси x для кольцевого аксиально намагничённого постоянного магнита из материала 1Б1 с размерами $D=11,5$ мм, $d=7,5$ мм, $h=4,4$ мм при $y=0$ и $z=5,2$ мм: — эксперимент; --- расчёт

вые 2 — для шара с радиусом $R_{\text{ш}} = 1,6$ мм при $z=6,1$ мм и $y=0$.

Графики построены в относительных единицах P_z / P_g , где P_g — масса шарика. Отношение P_z / P_g показывает способность коммутатора к виброудароустойчивости.

Из выражения (1) видно, что электромагнитная сила, действующая на шар, направлена в сторону увеличения модуля индукции и равна нулю в точках, где индукция равна нулю или достигает экстремума. Причём в тех точках, где достигается максимум, имеет место устойчивое равновесие шара вдоль оси z , а в точках, где достигается минимум, в том числе нулевой (особая точка), имеет место неустойчивое равновесие шара вдоль этой оси.

Для увеличения электромагнитной силы P_z необходимо увеличивать модуль или градиент магнитной индукции. Увеличение индукции ограничено насыщением магнитопроводов электромагнитов или магнитной энергией постоянных магнитов. Высокий же градиент может быть достигнут за счёт рациональной конструкции магнитной системы.

Такая система должна иметь распределение модуля магнитной индукции вдоль траектории перемещения шара с чередующимися максимумами и минимумами. Она может быть выполнена, например, в виде кольцевого постоянного магнита, намагничённого аксиально (рис. 3) [10].

На рис. 3,а показана кривая B_z , поскольку в осесимметричной системе эта составляющая вдоль оси z равна вектору \vec{B} . Установив маг-

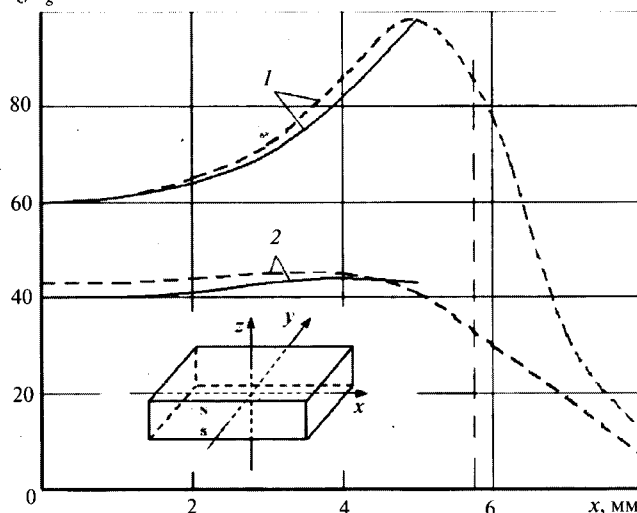


Рис. 2. Графики распределения силы P_z , действующей на стальной шарик со стороны призматического магнита из материала 24БА210 с размерами $11,5 \times 11,5 \times 7$ мм: — эксперимент; --- расчёт

нит 1 так, чтобы шариковый магнитоуправляемый контакт (МК) 2 располагался на оси z , а центр шара 3 — между особой точкой A и одним из максимальных значений модуля магнитной индукции (точки O и B), например в точке Γ , получим электромагнитную силу, направленную в точку B . При этом шар сместится вправо и замкнёт соответствующую пару контактов 4. Переместив магнит 1 так, чтобы особая точка A сместилась вправо от центра шара, получим электромагнитную силу, направленную в точку O . В этом случае шар скачком сместится влево и замкнёт другую пару контактов.

Применение двух кольцевых постоянных магнитов 1 и 5, намагниченных аксиально и установленных соосно и встречно (рис. 3, б) [11], позволяет увеличить градиент индукции в области шара 3 и даёт возможность создать

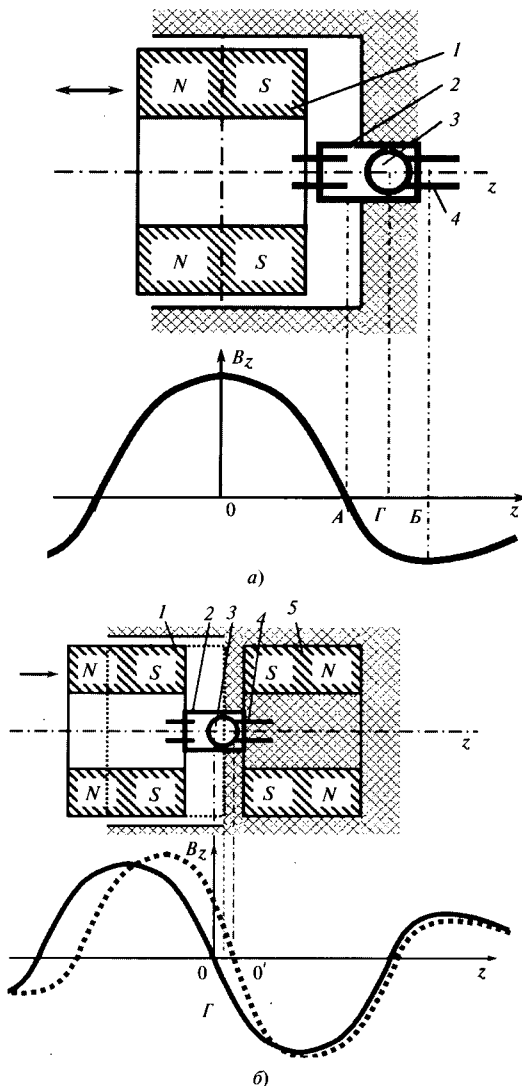


Рис. 3. Управление магнитоуправляемым контактом с помощью одного кольцевого аксиально намагниченного постоянного магнита (а) и двух соосно и встречно установленных кольцевых аксиально намагниченных постоянных магнитов (б)

командоаппарат (например кнопку) без механической возвратной пружины — возвращающая сила создаётся за счёт отталкивания магнитов.

Необходимое распределение модуля магнитной индукции можно получить также с помощью призматических постоянных магнитов. В системе из двух таких магнитов (1 и 5), установленных как показано на рис. 4, а [12], распределение модуля магнитной индукции с чередующимися максимумами и минимумами имеет место вдоль оси x . Смещение особой точки из положения A в положение A' осуществляется перемещением постоянного магнита 1 в направлении оси x (показано пунктиром). Под действием электромагнитной силы, направленной в точку B' с максимальным значением модуля магнитной индукции, шар 3 перемещается влево. При работе такого командоаппарата характер взаимодействия постоянных магнитов 1 и 5 обеспечивает не только скачкообразное перемещение шара 3, но также скачкообразное перемещение подвижного магнита 1 и его фиксацию в крайних положениях.

На рис. 4, б показана магнитная система, в которой за счёт оригинальной композиции постоянных магнитов получен высокий градиент индукции в области шара, что повышает электромагнитную силу [13]. Четыре постоянных магнита 1, 2, 6 и 7 установлены по паре с противоположных сторон МК 3 относительно его продольной оси x , причём постоянные магниты в каждой из указанных пар (пара 1 и 2, пара 6 и 7) и пары магнитов установлены разноимёнными полюсами навстречу друг другу. Пара магнитов 6 и 7 неподвижная, а пара магнитов 1 и 2 имеет возможность перемещения вдоль оси x в обе стороны от поперечной оси z .

В исходном положении обе пары магнитов расположены симметрично относительно оси z . В точке O имеет место минимальное (нулевое) значение модуля магнитной индукции (особая точка). Шар 4, не удерживаясь в этой точке неустойчивого равновесия, стремится в одно из крайних положений, например вправо, в точку B с максимальной индукцией, замыкая при этом контакты 5.

Если подвижную пару магнитов 1–2 переместить вправо (на рис. 4, б показано пунктиром), особая точка (точка O') оказывается правее центра тяжести шара 4 (точка Γ). Электромагнитная сила будет направлена в точку B' с максимальной индукцией. Шар 4 переместится влево, переключив при этом контакты.

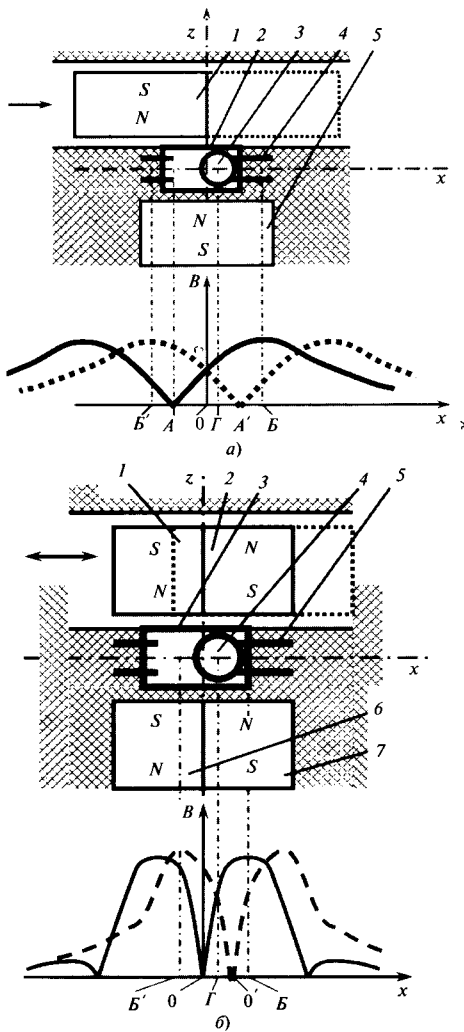


Рис. 4. Управление магнитоуправляемым контактом с помощью двух (а) и четырёх (б) призматических постоянных магнитов

После отпускания подвижной пары магнитов 1–2 она вернётся в симметричное положение (многофункциональный привод с двустабильным режимом). Однако следует иметь в виду, что перемещение пары магнитов 1 и 2

должно быть менее размера одного магнита вдоль оси x , иначе самовозврат подвижных магнитов в исходное положение не произойдёт.

На рис. 5 показан многоконтактный переключатель [11]. Он состоит из двух подвижных вдоль оси z кольцевых постоянных магнитов 1 и 5 и нескольких неподвижных герконов 2, расположенных между указанными магнитами, по окружности (см. вид А–А). В этом случае чередование максимумов и минимумов в распределении модуля магнитной индукции имеет место вдоль оси x , причём ось x – это любая радиальная ось, проходящая через середину зазора между магнитами 1 и 5. Окружности, проходящие через точки А и А', показанные на графике, в трёхмерном пространстве представляют собой геометрические места особых точек.

В исходном положении магнитов окружность, соответствующая особой точке А, смещена к оси z от шариков 3, а электромагнитная сила – в противоположную сторону (в сторону максимума модуля магнитной индукции). При сближении магнитов (показано пунктиром) особая точка и окружность, соответствующая ей, перемещаются в положение А' и оказываются с другой стороны от центра шариков. Электромагнитная сила также меняет своё направление, перемещая при этом шарики.

С использованием рассмотренного принципа управления шариковым МК можно реализовать и электромагнитное реле [14]. Источником МДС в этом случае являются плоские или объёмные обмотки с током. Перемещение особых точек поля в пространстве осуществляется изменением соотношения токов в обмотках.

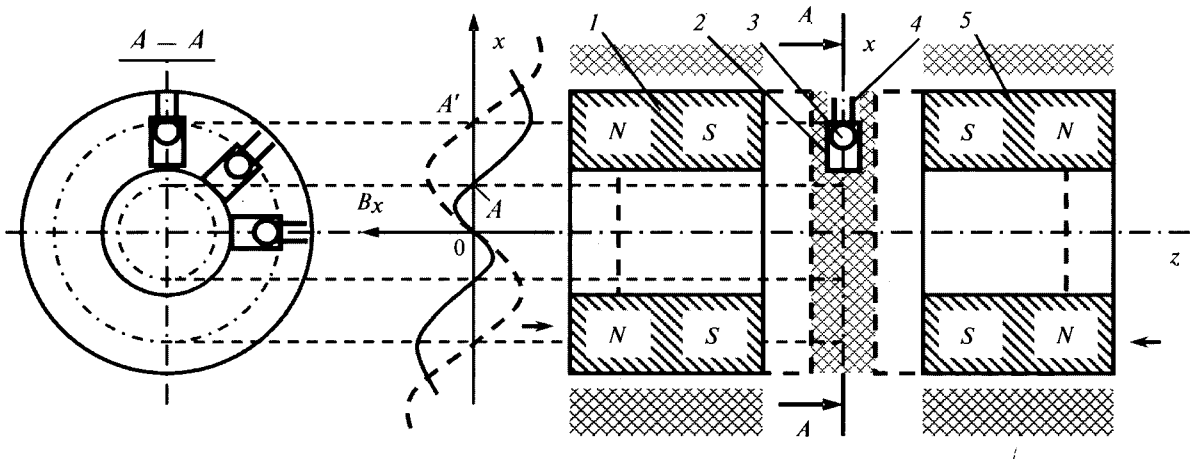


Рис. 5. Управление многоконтактным переключателем с помощью двух соосно и встречно установленных кольцевых аксиально намагниченных постоянных магнитов

Список литературы

1. Карабанов С.М., Майзельс Р.М., Шоффа В.Н. Магнитоуправляемые контакты (герконы) и изделия на их основе. Долгопрудный: Издательский Дом «Интеллект», 2011.
2. Шоффа В.Н. Особенности проектирования и производства миниатюрных и субминиатюрных герконов. Магнитоуправляемые контакты (герконы) и изделия на их основе // Сборник трудов второй Международной научно-практической конференции. 1–3 октября 2008 г. Рязань: Издательство ООО «Полиграф», 2009.
3. Вардан В., Виной К., Джозе К. ВЧ МЭМС и их применение. М.: Техносфера, 2004.
4. M. Ruan, J. Shen, C. Wheeler. Latching micro-electromagnetic relays. Sensors and Actuators A. 2001, 91.
5. F.Gueissaz, D.Piguet. The microrced, an ultra-small passive mems magnetic proximity sensor designed for portable application // The 14th IEEE International conference on Micro Electro Mechanical Systems, MEMS 2001.
6. Hiroyasu Torasawa, Naokuri Arima. Reed switches developed using micro-machine technology // Oki Technical Review. April 2005/ Issue 202. Vol.72, no.2.
7. www.magnasphere.com. Revised 10/24/2007.
8. Шоффа В.Н. Анализ полей магнитных систем электрических аппаратов. М.: Изд-во МЭИ, 1994.
9. Шоффа В.Н., Чичерюкин В.Н. Расчет разомкнутых многофункциональных магнитных систем командоаппаратов методом эквивалентного соленоида // Электричество. 1988. №4. С. 77–80.
10. А. с. 1032492 СССР. Переключатель / В.Н. Шоффа, В.Н. Чичерюкин // Б.И. 1983. № 28.

11. А. с. 1072131 СССР. Переключатель / В.Н. Шоффа, В.Н. Чичерюкин // Б.И. 1984. № 5.
12. А. с. 1164804 СССР. Переключатель / В.Н. Чичерюкин, В.Н. Шоффа // Б.И. 1985. № 24.
13. А. с. 1399834 СССР. Переключатель / В.Н. Чичерюкин, В.Н. Шоффа, В-С.С. Зарецкас, Г.В. Пикутис // Б.И. 1988. № 20.
14. А. с. 1592877 СССР. Коммутатор / В.Н. Чичерюкин, В.Н. Шоффа // Б.И. 1990. № 34.

Шоффа Вадим Николаевич – профессор кафедры «Электрические и электронные аппараты» МЭИ (ТУ), доктор техн. наук, проф., заслуженный деятель науки России, чл.-кор. АЭН России, лауреат премии правительства России. Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1960 г. Защитил кандидатскую диссертацию по теме «Исследование и расчёт герметизированных магнитоуправляемых контактов» в 1968 г., докторскую – по теме «Создание теории электрических аппаратов с магнитоуправляемыми контактами» в 1983 г.

Чичерюкин Виктор Николаевич – доцент кафедры «Электротехника, теплотехника, гидравлика и энергетические машины» МГИУ, канд. техн. наук, доц. Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1977 г. Защитил диссертацию по теме «Разработка принципа построения и расчёт многофункциональных магнитных приводов командоаппаратов на базе плунжерных магнитоуправляемых контактов» в 1984 г.

Сравнение геометрически подобных систем электромагнитов по условию постоянства теплового критерия

НЕЙМАН В.Ю., НЕЙМАН Л.А., ПЕТРОВА А.А.

На основании понятия теплового критерия установлена связь между объемом, теплоотдающей поверхностью и линейными размерами геометрически подобных электромагнитов.

Ключевые слова: электромагнит постоянного тока, геометрическое подобие, линейные размеры, тепловой критерий.

Стремление при проектировании геометрически подобных электромагнитных устройств получить соотношения, сохраняющие постоянное значение при изменении линейных размеров, нашло свое отражение в [1–4] и т.д.

В [5] рассматривается целесообразность применения системы критериев, дающих наглядную и единообразную оценку объема электромагнитного устройства (электромагнита), определяющего его габаритные размеры в виде безразмерных взаимосвязанных комплексов, справедливых для стационарных режимов.

The heat similarity criteria for of volumes, heat releasing surfaces and liner dimensions of geometrical similar electromagnets.

Key words: DC electromagnet, geometrical similarity, linear dimensions, thermal criterion.

В качестве меры линейных размеров, как наиболее характерный показатель по условиям эксплуатации при составлении подобных магнитных систем электромагнитов, автор вводит понятие теплового критерия

$$K_T = \frac{P}{k_T \tau \sqrt[3]{V^2}}, \quad (1)$$

где P – потребляемая (тепловая) мощность; k_T – коэффициент теплоотдачи; τ – превышение температуры; V – активный объем электромагнита.

Для выбора критерия (1) в качестве определяющего в проводимых нами исследованиях имеются серьезные основания. Как правило, надёжность работы электромагнитного устройства определяется постоянством превышения температуры обмотки в повторно-кратковременном или продолжительном режиме, которая не должна превышать допустимую по условиям нагрева. По этой причине тепловому критерию следует отдать большее предпочтение в сравнении с известными критериями.

Также очевидно, что связь линейных размеров с объёмом подобных систем в том виде, как это представлено в выражении (1), в явном виде отсутствует.

Поскольку при изменении габаритов условие постоянства превышения температуры обмоток также будет меняться, то представляет практический интерес установить количественную связь между активным объёмом, теплоотдающей поверхностью и линейными размерами геометрически подобных электромагнитов.

Для систем постоянного тока, когда потерями в стали можно пренебречь, мощность выделяемая в обмотке,

$$P = I^2 r_{об}, \quad (2)$$

где I – действующий ток обмотки; $r_{об}$ – сопротивление обмоточного провода.

Выразим сопротивление обмоточного провода через конструктивные параметры системы:

$$r_{об} = \rho \frac{l_{ср} w}{q} = \rho \frac{\pi d_{ср} w}{q} = \rho \frac{\pi(d_1 + d_2)w}{2q}, \quad (3)$$

где ρ – удельное сопротивление материала провода обмотки; $l_{ср}$, $d_{ср}$ – длина и диаметр среднего витка обмотки; d_1 , d_2 – внутренний и наружный диаметр обмотки; q – сечение обмоточного провода; w – число витков обмотки.

Сечение обмоточного провода

$$q = \frac{S_{окн} k_3}{w} = \frac{h_k l_k k_3}{w}, \quad (4)$$

где $S_{окн}$ – площадь окна обмоточного пространства; h_k , l_k – высота окна и длина обмотки; k_3 – коэффициент заполнения обмоточного пространства.

Из уравнений (1)–(4) намагничивающая сила обмотки

$$Iw = \sqrt{\frac{K_T \sqrt[3]{V^2} 2k_T \tau S_{окн} k_3}{\pi(d_1 + d_2)\rho}}, \quad (5)$$

С другой стороны, уравнение НС обмотки в продолжительном режиме нагрева может быть определено непосредственно по формуле Ньютона

$$P = k_T S_{охл} \tau, \quad (6)$$

где $S_{охл}$ – поверхность охлаждения обмотки.

На первом этапе для простоты полагаем, что теплоотвод осуществляется с наружной и внутренней поверхности обмотки, а охлаждением с торцов пренебрегают

$$S_{охл} = \pi(d_1 + d_2)l_k. \quad (7)$$

После подстановки (2)–(4), (7) в (6)

$$Iw = \sqrt{\frac{2k_T \tau S_{окн} k_3 l_k}{\rho}}. \quad (8)$$

Заметим, что равенства (5) и (8) справедливы для всех систем, у которых нагрев определяется только потерями в самой обмотке. Обе формы записи отражают тепловой режим, при котором температура перегрева обмотки не превысит допустимую температуру.

Представим уравнение (5) в виде

$$Iw = \sqrt{\frac{K_T \sqrt[3]{V^2}}{\pi(d_1 + d_2)l_k}} \sqrt{\frac{2k_T \tau S_{окн} k_3 l_k}{\rho}}. \quad (9)$$

Полагая полную идентичность выражений (8) и (9), получаем:

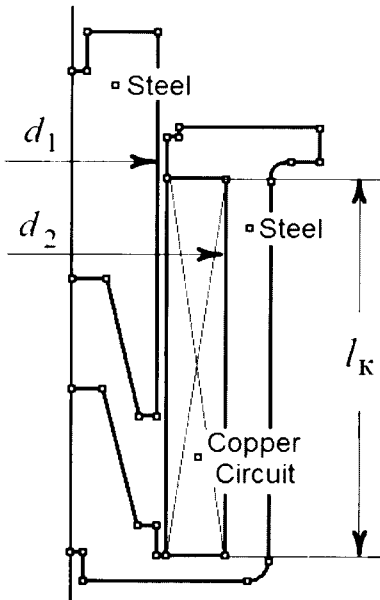
$$\frac{K_T \sqrt[3]{V^2}}{\pi(d_1 + d_2)l_k} = 1. \quad (10)$$

С учётом (7) из (10) получаем:

$$K_T = \frac{S_{охл}}{\sqrt[3]{V^2}} = \text{const}. \quad (11)$$

Тождество (11) в которое входят только геометрические параметры устанавливает количественную связь между теплоотдающей поверхностью системы и её объёмом.

Приняв за основу типовую цилиндрическую конструкцию втяжного электромагнита, проверим выполнение тождества (11) для случая геометрически подобных систем. На рисунке приведён эскиз электромагнита объёмом V с заданными геометрическими размерами: $d_1 = 120$ мм; $d_2 = 218$ мм; $l_k = 273$ мм.



Эскиз втяжного электромагнита цилиндрической конструкции объёмом V

Изменяя масштаб модели и производя пересчёт геометрических размеров, определяем значение интересующего параметра $S_{\text{охл}}$ в заданном объёме. Основные расчётные параметры моделей электромагнитов представлены в таблице. Там же приведены значения теплового критерия, рассчитанные по выражению (11) для нескольких геометрически подобных систем. Выбор масштабного коэффициента M — линейного размера при изменении объёма осуществлялся по выражению

$$M = \sqrt[3]{m_V},$$

где m_V — кратность изменения объёма.

Из таблицы видно, что при прочих равных условиях рассмотренные геометрически подобные электромагниты имеют одинаковый тепловой критерий $K_T = 3,96$.

Объём модели, м ³	V	$2V$	$4V$	$6V$	$8V$	$10V$
$S_{\text{охл}}, \text{ м}^2$	0,0204	0,0409	0,0818	0,1226	0,1635	0,2044
K_T	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96

Подобным образом производилась оценка других магнитных систем геометрически подобных электромагнитов постоянного тока. Отличие типовых систем состояло только в абсолютном значении показателя теплового критерия.

Таким образом, тождество (11) справедливо для электромагнитов любого типа и может быть использовано при необходимости сравнения геометрически подобных и идентичных систем при условии постоянства теплового критерия.

Список литературы

1. Гордон А.В., Сливинская А.Г. Электромагниты постоянного тока. М.: Госэнергоиздат, 1960.
2. Пеккер И.И. Физическое моделирование электромагнитных механизмов. М.: Энергия, 1969.
3. Казаков Л.А. Электромагнитные устройства радиоэлектронной аппаратуры. М.: Советское радио, 1978.
4. Гурицкий В.Н. О выборе электромагнитов постоянного тока // Электричество. 1972. №9. С. 66–74.
5. Бугаев Г.А. О критериях для оценки электромагнитов // Электричество. 1966. №11. С.51–55.

Нейман Владимир Юрьевич — заведующий кафедрой «Теоретических основ электротехники» НГТУ, доктор техн. наук, проф. Окончил электротехнический факультет Новосибирского электротехнического института в 1986 г. Защитил диссертацию по теме «Основы построения и развитие теории импульсных линейных электромагнитных двигателей с повышенными энергетическими показателями» в 2004 г.

Нейман Людмила Андреевна — доцент кафедры «Электротехнических комплексов» НГТУ, канд. техн. наук. Окончила электромеханический факультет Новосибирского ГТУ в 2003 г. Защитила диссертацию по теме «Несимметрия напряжений в многопульсных выпрямителях с трансформаторным преобразователем числа фаз по схеме Скотта» в 2006 г.

Петрова Анна Анатольевна — аспирант кафедры «Теоретических основ электротехники». Окончила электромеханический факультет Новосибирского ГТУ в 2003 г.

Автономная система энергоснабжения на базе роторно-лопастного двигателя с внешним подводом теплоты и вентильного двигателя с постоянными магнитами

КОЗЯРУК А.Е., ХИТРОВ А.А.

Рассматривается возможность применения вентильного двигателя с постоянными магнитами в автономной системе энергоснабжения малой мощности с модифицированным двигателем Стирлинга. Приводятся возможные структуры, в том числе экспериментальной установки.

Ключевые слова: автономный источник энергосбережения, двигатель с внешним подводом теплоты, вентильный двигатель с постоянными магнитами, стартер-генератор.

Внедрение нетрадиционных возобновляемых источников энергии (ВИЭ) и автономных систем энергоснабжения (АСЭ) на газовом топливе в настоящее время во всём мире является актуальной задачей. Главными причинами этого являются: стремление к обеспечению энергетической безопасности, повышение эффективности использования топливно-энергетических ресурсов страны, уменьшение экологической напряжённости. Если в 1980 г. доля производимой электроэнергии на ВИЭ в мире составляла 1%, то по оценке Американского общества инженеров-электриков к 2020 г. она достигнет 13%, а к 2060 г. – 33% [1]. В странах Европейского союза планируется увеличение доли использования ВИЭ для производства тепловой и электрической энергии с 6% (1996 г.) до 12% (2011 г.).

В Германии с 1 апреля 2002 г. вступил в силу закон о поддержке программ модернизации и развития комбинированного производства (когенерации) электроэнергии и тепла (КWK-установки), а закон о приоритете ВИЭ EEG 2004 установил приоритетное подключение к сетям общего электроснабжения установок для производства электроэнергии из возобновляемых источников и рудничного газа (шахтного метана).

По оценке специалистов запасы угольного метана превышают запасы природного газа,

Application of brushless permanent magnet motor in the autonomous low-power energy supply system with the modified Stirling engine is considered. Possible structures including test bench are shown.

Key words: autonomous energy supply system, external combustion engine, brushless permanent magnet motor, starter-generator.

запасы которого значительно превышают нефтяные в разведанных месторождениях [2].

До 2008 г. угольный метан попросту сжигался на факельных устройствах, так как в России практически отсутствовали технологии использования угольного метана. Это топливо может быть перспективно для производства электроэнергии и теплоты в энергетических установках Стирлинга [3]. Конструктивно машина Стирлинга – сочетание в одном агрегате компрессора, детандера и теплообменных устройств: нагревателя, регенератора и холодильника, образующих внутренний контур с рабочим газом, который перемещается между холодной и горячей частями. Нагревание в двигателе Стирлинга обеспечивается сжиганием любого вида топлива. Двигатели Стирлинга относятся к классу двигателей с внешним подводом теплоты (ДВПТ).

В Псковском государственном политехническом институте (ППИ) разработан и запатентован модернизированный вариант двигателя Стирлинга с заменой поршневой системы на роторно-лопастную группу – роторно-лопастной двигатель с внешним подводом теплоты (РЛДВПТ) [4]. Данный двигатель, опытный образец которого на мощность 1,5 кВт создан в ППИ, может быть использован для создания АСЭ.

На рис. 1 представлена обобщённая структура «доставки» электрической энергии до

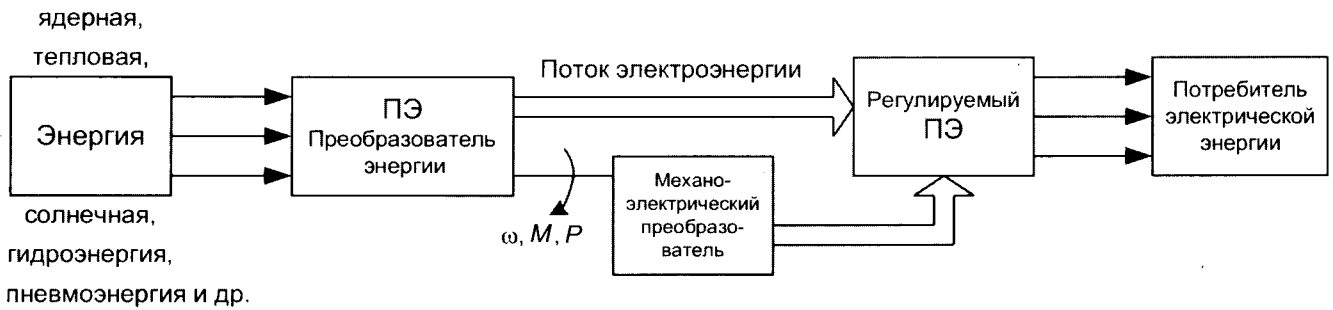


Рис. 1

потребителя. Создание АСЭ на основе РЛДВПТ требует разработки и исследования режимов работы стартер-генераторного устройства для такого вида установок (механо-электрического преобразователя).

АСЭ могут строиться на базе асинхронных, синхронных генераторов переменного тока, каскадных схем с асинхронизированными синхронными генераторами, генераторов постоянного тока и др. [5].

Синхронные генераторы с возбуждением от постоянных магнитов (СГПМ) обладают рядом преимуществ, среди которых надёжность, простота конструкции и обслуживания, отсутствие необходимости возбуждения. Такие генераторы применяются во многих видах транспортных средств, ветроэнергетических установках и т.п., и являются наиболее перспективными.

Таким образом, одним из оптимальных решений является применение в качестве генераторного устройства СГПМ.

Основными факторами широкого распространения новых конструктивных исполнений электрических машин с постоянными магнитами являются:

- тенденция к снижению стоимости редкоземельных постоянных магнитов с высокой удельной энергией;
- доступность надёжных полупроводниковых выпрямителей и инверторов;
- появление быстродействующих промышленных микроконтроллеров, позволяющих осуществлять эффективное управление вентиляционными машинами в реальном масштабе времени;
- появление недорогих аккумуляторных батарей с высокой удельной ёмкостью до 160 Вт·ч/кг.

В настоящее время в мире уже имеется серийное производство нескольких модификаций двигателей Стирлинга от 10 до 100 кВт (например, SOLO Stirling 161 СНР) [3].

Установки малой мощности от 3 до 10 кВт на основе РЛДВПТ могут применяться в системах автоматизации, связи и катодной защиты магистральных газопроводов, а также для обеспечения электроэнергией и теплом вахтовых посёлков газодобывающих и других объектов.

В настоящее время такие установки малой мощности разрабатываются.

Практический опыт использования АСЭ на основе бензиновых и дизельных электростанций говорит о том, что установки малой мощности могут оказаться эффективными в сельскохозяйственном производстве, а также для индивидуального энергоснабжения отдельных стоящих домов и групп зданий или небольшого посёлка в целом.

С инженерной точки зрения слабо исследованы возможности применения стандартных вентильных двигателей с постоянными магнитами (ВДПМ) для использования в качестве стартер-генераторных устройств АСЭ (ДВУ2М, 5ДВМ и др.). Недостаточно разработаны методики расчёта, моделирования и проектирования таких электромашинных систем.

Существующие методики проектирования СГПМ ориентированы в основном на быстроходные машины, находящие применение в летательных аппаратах в качестве генераторов в составе электромашинных преобразователей, автономных источников питания с приводом от воздушных или газовых турбин. При этом частоты вращения роторов таких СГПМ находятся в диапазоне от 3000 до сотен тысяч оборотов в минуту.

На выходе разработанного в ППИ РЛДВПТ – регулируемая в ограниченных пределах частота вращения вала (400–1500 об/мин).

Разработанные низкоскоростные СГПМ для использования в ветроэнергетических установках и микроГЭС могут быть использованы для РЛДВПТ (параметры некоторых СГПМ приведены в таблице) [6].

Тип СГПМ	Номинальная частота вращения, об/мин	Номинальная мощность, кВт	Номинальное напряжение, В	Номинальный ток, А	Масса, кг
ГЕН-500-6	500	6	130	46	31
ГЕН 300-3,5	300	3,5	90	40	31
ГЕН 300-2	300	2	60	33	20
ВГ-5/114-300	300	5	114	-	95

Номинальные напряжения и токи для СГПМ типа ГЕН, указанные в таблице, соответствуют активной нагрузке после трёхфазного диодного выпрямительного моста. Однако стоимость таких машин высока, их проблематично использовать в режиме стартера для экономичного запуска РЛДВПТ.

Рассмотрим возможность применения в качестве стартер-генератора для РЛДВПТ специального электромеханического преобразователя или общепромышленного ВДПМ.

Возможность использования специального ВДПМ, имеющего на роторе редкоземельные магниты типа Nd-Fe-B, а на статоре две трёхфазные обмотки, одна из которых стартерная на номинальный ток до 100 А, а другая – генераторная на номинальный ток до 10 А, иллюстрирует рис. 2. На рис. 2 указаны возможные предприятия-изготовители отдельных комплектующих АСЭ.

Запуск РЛДВПТ осуществляется от аккумуляторной батареи с использованием инвертора, например, МУВДПМ-100 (ЗАО «Электрум АВ», г. Орёл).

После выхода на номинальную частоту вращения производится отключение стартерной обмотки (1А, 1В, 1С) и подключение генераторной (2А, 2В, 2С). Электрическая энергия через АФЕ-модуль (рекуперативный блок) и фильтр подаётся потребителям. Таким образом, в АСЭ можно выделить следующие модули:

- РЛДВПТ с системой преобразования энергии топлива;
- стартер-генератор на основе специальной электрической машины;
- рекуперативный блок (AFE – active front end);
- система управления технологическим процессом, выполненная, например, с элементами нечёткой логики (fuzzy-logic).

Блочная организация АСЭ позволяет комплектовать её из отдельных модулей:

- АБ (12 В, 24 В, 48 В) – необслуживаемой герметичной батареи с необходимым ресурсом, А·ч;
- инвертора стартера и генератора;
- специальной тепловой машины РЛДВПТ (или машины другого типа);

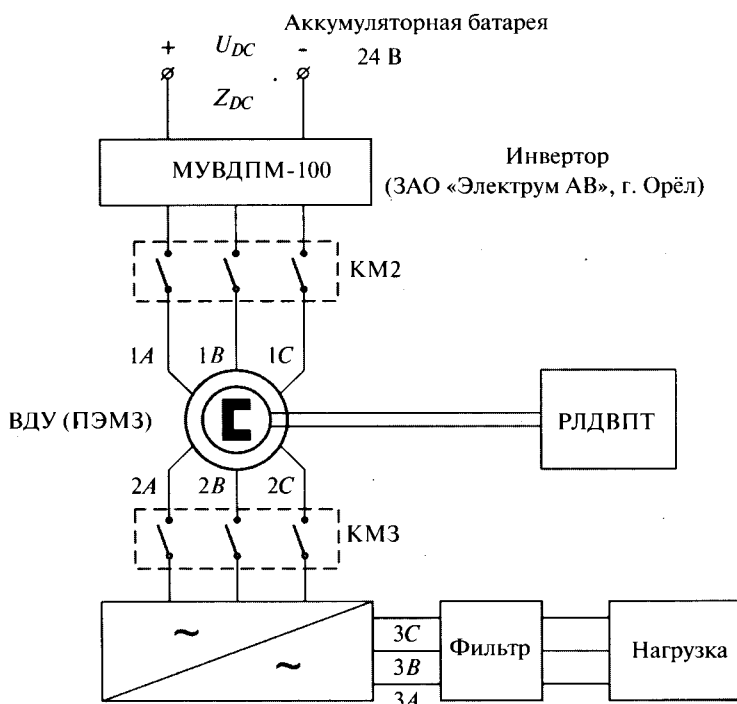


Рис. 2

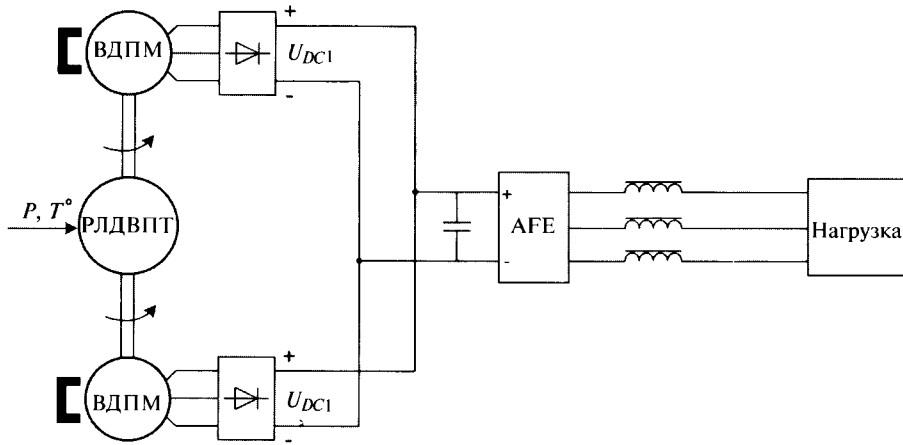


Рис. 3

– специальной электрической машины (ВДПМ);

– микропроцессорной системы управления с использованием PLC или DSP-контроллеров.

Достоинства и недостатки АСЭ по структуре РЛДВПТ-ВДПМ:

– работа АСЭ не зависит от погодных условий, как это присуще, например, ветроэнергетическим и гелиотермальным (солнечным) установкам, а определяется возможностями

непрерывной подачи топлива, а также требованиями нагрузки, которая ограничена пределом мощности АСЭ;

– выходную мощность АСЭ можно увеличить при применении РЛДВПТ с двумя выходными валами (рис. 3) либо используя принцип наращивания мощности из низковольтных ячеек, который широко применяется в солнечных системах электроснабжения (ССЭ);

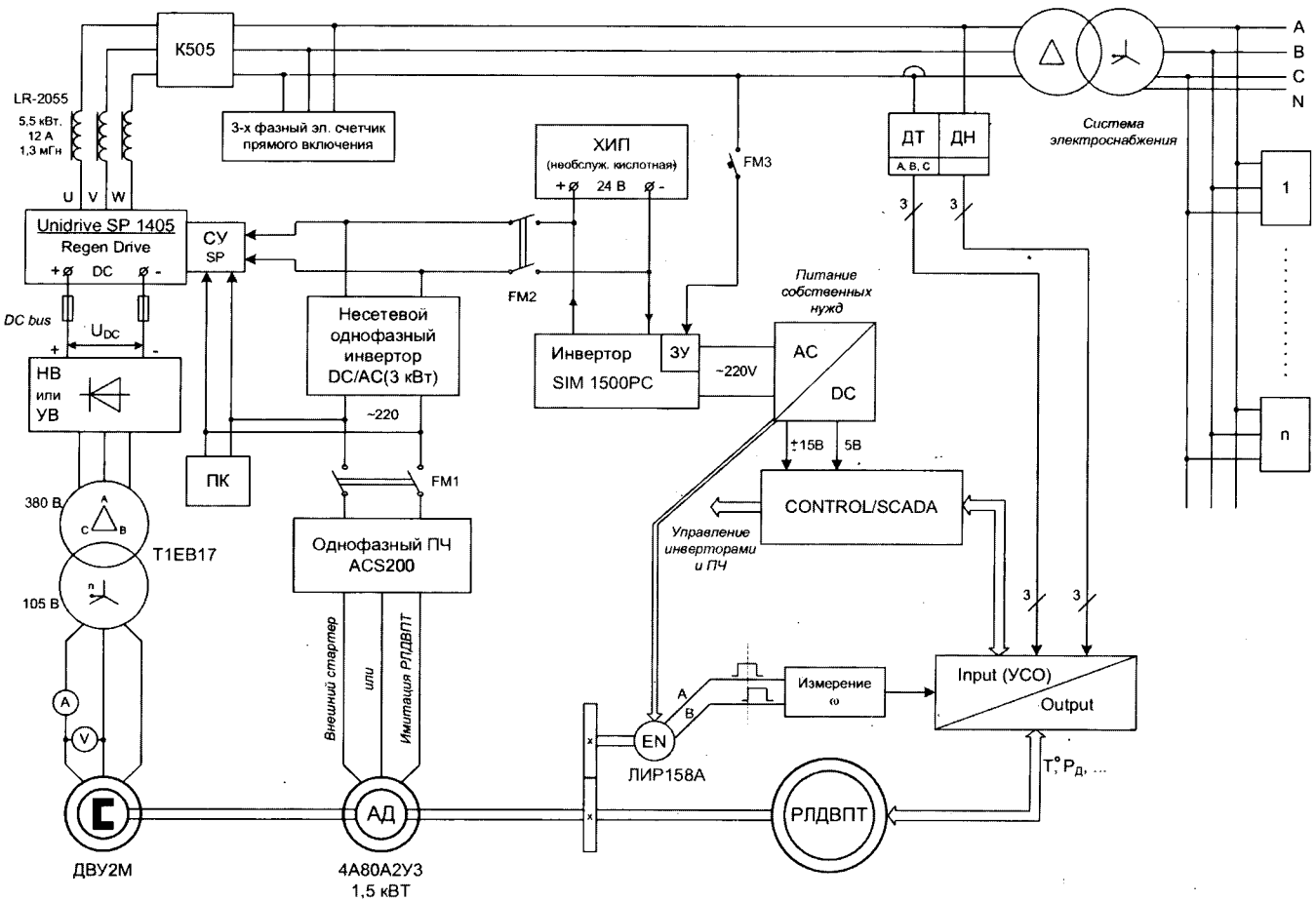
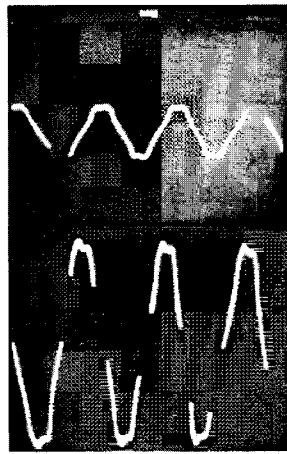
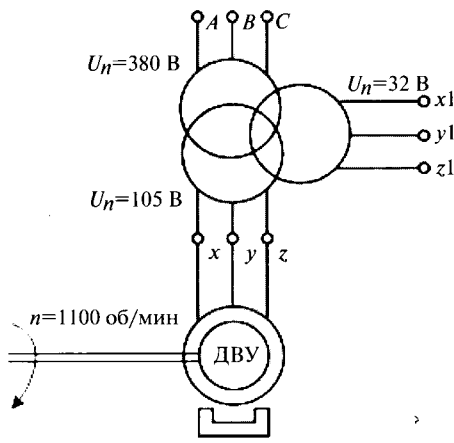


Рис. 4



Линейное напряжение ДВУ (xy)

Линейное напряжение на выходе трансформатора (AB)

Рис. 5

– применение одного модуля активного выпрямителя (AFE), работающего в рекуперативном генераторном режиме (рис. 3), перспективно, так как ведущие фирмы изготовители AFE (ABB, «Siemens», «Control Techniques» и др.) для электроприводов, работающих в режимах частых пусков, торможений и рекуперации энергии, предлагают свои решения, начиная, как правило, с мощности не менее 7 кВт;

– при необходимости для РЛДВПТ с двумя валами возможно комплектование АСЭ отдельно стартером и генератором;

– на этапе разработки и создания промышленного образца стоимость АСЭ достаточно велика (и составляет не менее 500 тыс. руб. для диапазона мощностей от 3 до 10 кВт) из-за высокой стоимости двигателей РЛДВПТ и ВДПМ;

– реальный моторресурс РЛДВПТ будет определён в процессе стендовых испытаний.

Для моделирования процессов и проведения экспериментальных исследований АСЭ на основе РЛДВПТ в ППИ создан экспериментальный стенд (рис. 4) [7].

На рис. 5 приведены осциллограммы линейных напряжений ХХ ДВУ, снятые на стенде.

Основные параметры общепромышленного ВДПМ типа ДВУ2М165S

Максимальная частота вращения, об/мин	2000
Номинальный момент, Н·м	7
Номинальный ток фазы, А	4,5
Максимальный ток фазы, А	19
Момент инерции ротора, кг·м ²	0,0043
Постоянная момента, Н·м/А	1,56
Сопrotивление фазы, Ом	2,15
Индуктивность 2 фаз, Гн	42
Масса двигателя, кг	21
Тип постоянных магнитов	Ферриты стронция

На рис. 6 приведена экспериментальная зависимость ЭДС фазы А ВДПМ в генераторном режиме работы частоты вращения вала (в фазах В и С графики аналогичны). Полученная зависимость близка к линейной, и среднее расчётное значение коэффициента передачи по ЭДС составляет 0,6 В/(рад/с). Ожидаемый диапазон выходных фазных напряжений на статорной обмотке ДВУ2М 165S составит от 30 до 100 В в диапазоне частот вращения механического вала РЛДВПТ.

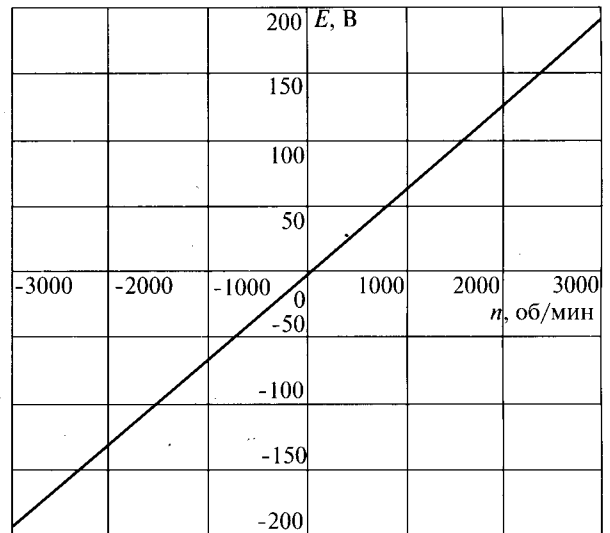


Рис. 6

Выводы

1. Энергетические установки с двигателями Стирлинга или его модификацией РЛДВПТ перспективны для применения в АСЭ для повышения эффективности использования топливно-энергетических ресурсов страны. Создание АСЭ на основе таких установок требует применение генераторов электрической энергии. В качестве генераторов перспективно

применение синхронных генераторов с возбуждением от постоянных магнитов.

2. Специфика работы РЛДВПТ в АСЭ может потребовать применения стартерного устройства. Стартер-генераторное устройство для энергетических установок на основе РЛДВПТ может быть построено на основе общепромышленных ВДПМ (например ДВУ2М, 5ДВМ). Созданная экспериментальная установка позволяет исследовать режимы работы ВДПМ при использовании отечественных и зарубежных рекуперативных блоков (AFE).

3. Реализация стартер-генераторного устройства для РЛДВПТ возможна с применением специализированного ВДПМ, имеющего две трёхфазные обмотки статора: стартерную и генераторную со сдвигом одноименных фаз в пространстве на 30°. Создание такой электрической машины и анализ возможного диапазона генерируемых мощностей требуют проведения дополнительных электромагнитных расчётов и моделирования с использованием современных пакетов программ (ELCUT, ANSYS).

Список литературы

1. Сибикин Ю.Д. Нетрадиционные и возобновляемые источники энергии. М.: КНОРУС, 2010.

2. Геродес Г.А. Возобновляемые источники энергии в Германии. М.: ИНЭИ РАН, 2009.

3. Кириллов Н.Г. Газопоршневые двигатели Стирлинга – технологический прорыв в автономной энергетике XXI века // ГАЗинформ. 2008. №2. С. 34–41.

4. Плохов И.В., Донченко М.А., Лукьянов Ю.Н. Энергоэффективная автономная энергоустановка нового поколения: Доклад на международной конференции «Инновационные технологии 2009». М.: Иннотехэкспо, 2009.

5. Костырев М.Л., Грачев П.Ю. Асинхронные вентильные генераторы и стартер-генераторы для автономных энергоустановок. М.: Энергоатомиздат, 2010.

6. Захаренко А.Б. Новый ветрогенератор // Электричество. 2004. №10. С.65–67.

7. Хитров А.И., Федотов И.М., Хитров А.А. Экспериментальный стенд для исследования режимов работы асинхронных и вентильных двигателей современных электроприводов // Известия ТулГУ. 2010. Ч. 4. С. 247–253.

Козярук Анатолий Евтихиевич – заведующий кафедрой электротехники и электромеханики Санкт-Петербургского государственного горного института (ТУ), доктор техн. наук. Окончил ХАИ по специальности «Электромеханика» в 1961 г. Кандидатскую диссертацию защитил в 1974 г., докторскую – в 1988 г.

Хитров Андрей Александрович – аспирант ППИ. Окончил электромеханический факультет Псковского политехнического института в 2009 г.

ВОЗОБНОВЛЯЕМЫЕ ИСТОЧНИКИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ

Моделирование угла поворота лопастей ветродвигателя ветроэлектрической установки, работающей на электрическую сеть

МУСТАФАЕВ Р.И., ГАСАНОВА Л.Г.

Рассматриваются вопросы регулирования угла поворота лопастей современных ветроэлектрических установок, работающих на электроэнергетическую систему. Предложена методика моделирования угла поворота лопастей, базирующаяся на каталожных данных ветроэлектрических установок. Проведены исследования систем автоматического регулирования угла поворота лопастей, построенных на принципах регулирования по «возмущению» и по «отклонению».

Ключевые слова: ветроэлектрическая установка, асинхронная машина двойного питания, угол поворота лопастей, автоматическое регулирование, моделирование.

They are considered questions of the regulation of the corner of the tumbling of the blades modern wind-electric installation, working at electrical power system. The methods, basing on catalogue data of wind-electric installation, of modeling of the corner of the tumbling of the blades is offered, the system studies of the automatic regulation of the corner of the tumbling of the blades built in a principle of regulations on «indignation» and on «deflection» is organized.

Key words: wind power plant, regulatory control, double feed machine, angle of turning the blade, modeling.

Из всех возобновляемых источников энергии наиболее бурно развивается ветроэнергетика.

По данным Всемирной ассоциации ветроэнергетики к концу 2010 г. общая установ-

ленная мощность ветроэнергетических установок (ВЭУ) в мире достигнет уровня 200 ГВт. Предполагается, что примерно через 10 лет она увеличится почти в 10 раз и составит 1900 ГВт. В этой области лидирующая страна США рассчитывает к 2030 г. 20% всей электроэнергии вырабатывать на ветроэнергетических станциях (ВЭС).

В подавляющем большинстве случаев в современных ВЭУ средних и крупных мощностей в качестве электромеханических преобразователей энергии используется асинхронная машина двойного питания, которая со стороны ротора питается через преобразователь частоты (выполненный, как правило, на IGBT-транзисторах) ЭДС, пропорциональной частоте скольжения асинхронного генератора.

Режимы работы в частотно-управляемой зоне практически всех электромеханических преобразователей, которыми оснащены системные ВЭУ, были исследованы на цифровых математических моделях, разработанных в АзНИ и ПИИ энергетики [1–4]. В [5] предложено моментно-мощностную характеристику ВЭУ рассматривать в четырёх ветровых зонах: 1-я зона охватывает диапазон изменения скоростей ветра от начальной $v_{\text{нач}}$ (минимальная скорость ветра, когда ВЭУ начинает выдавать в сеть электроэнергию) до значения скорости ветра, при которой начинается регулирование частоты вращения вала ВЭУ с помощью преобразователя частоты; 2-я зона охватывает диапазон изменения скоростей ветра, при котором частота вращения ВЭУ регулируется пропорционально изменению скорости ветра; 3-я – нерегулируемая зона охватывает диапазон изменения скоростей ветра от конца регулирования частоты вращения ВЭУ до расчётной скорости ветра, когда ВЭУ выдаёт в сеть номинальную мощность; и наконец, 4-я зона – это диапазон изменения скоростей ветра от расчётной $v_{\text{расч}}$ до максимальной рабочей скорости ветра v_{max} . В этой зоне регулирование мощности (т.е. ограничение её номинальным значением) осуществляется автоматической электрогидравлической системой регулирования угла поворота лопастей ветродвигателя (ВД). Эта система носит название ПИЧ-регулирование.

Целью настоящей статьи является моделирование системы регулирования угла поворота лопастей ВД при работе ВЭУ с асинхронным генератором двойного питания, т.е. моделирование режима работы ВЭУ в 4-й зоне.

Впервые графоаналитические выражения по регулированию угла поворота лопастей ветродвигателей приведены в [6]. Там представлено выражение для вращающего момента ВД в виде:

$$M_{\text{вд}} = \frac{1}{2} \pi \rho R^3 v^2 \mu, \quad (1)$$

где R – радиус ВД; ρ – массовая плотность воздуха; v – скорость ветра; μ – коэффициент момента (по [6] μ – отвлечённый момент ВД).

В [6] для каждого типа ВД предполагалось, что должна существовать зависимость μ в функции от числа модулей $Z = \frac{\omega R}{v}$ для различных углов установки лопастей ВД β . Естественно, при постоянной частоте вращения ВД $\omega = \text{const}$, что характерно для рассматриваемой 4-й зоны, зависимость $\mu = f(Z)$ вырождается в зависимость $\mu = f(v)$ для каждого конкретного типа ВЭУ с $R = \text{const}$.

В паспортных данных современных ВЭУ указанной зависимости нет, поэтому на базе [6] моделировать изменения угла поворота лопастей невозможно. Ещё более сложная зависимость $\mu = f(\omega, v, \beta)$ приводится в [7]. Она также трудно поддаётся моделированию.

Сущность предлагаемой в статье методики заключается в том, что используются каталожные данные конкретных современных ВЭУ: изменение (уменьшение) коэффициента использования энергии ветра C_p в зависимости от скорости ветра в диапазоне изменения скоростей ветра от $v_{\text{расч}}$ до максимально рабочего v_{max} . Показано, что именно это изменение в определённом масштабе пропорционально изменению угла поворота лопастей ВД β .

Поясим это на примере конкретного ВЭУ типа Nordex N80 [8], номинальная мощность которого $P_{\text{ВЭУ.н}} = 2500$ кВт. В качестве электромеханического преобразователя применена асинхронная машина двойного питания (АМДП). У этой установки $v_{\text{расч}} = 15,5$ м/с, диаметр лопастей (их количество равно трём) $D = 80$ м (радиус $R = 40$ м). Максимальная частота вращения на валу генератора $n_m = 1310$ об/мин, (максимальная угловая частота вращения $\omega_m = \frac{\pi n_m}{30} = 137,11$ с). Коэффициент использования энергии ветра при выдаче ВЭУ номинальной мощности по каталогу $C_{p.н} = 0,219$. Если эти данные подставить в известное выражение для мощности [5,6] (Вт)

$$P_{ВЭУ} = 1,92R^2 v^3 C_p, \quad (2)$$

то получим $P_{ВЭУ} = 2505$ кВт.

Момент, приведённый к валу генератора, (кН·м)

$$M_{ВЭУ} = \frac{P_{ВЭУ}}{\eta \omega_m}, \quad (3)$$

т.е. в общем виде момент на валу генератора ВЭУ

$$M_{ВЭУ} = \frac{1,92R^2}{\eta \omega_m} v^3 C_p. \quad (4)$$

Таким образом, в относительных единицах по отношению к номинальному моменту это выражение для 4-й зоны изменения скоростей ветра, запишется в виде:

$$m_{ВЭУ} = \frac{M_{ВЭУ}}{M_{ВЭУ.н}} = \left(\frac{v}{v_{расч}} \right)^3 \frac{C_p}{C_{p.н}}. \quad (5)$$

В соответствии с каталожными данными для ВЭУ Nordex N80 в диапазоне изменений скоростей ветра от $v_{расч}$ до v_{max} изменение C_p показано в таблице [8].

На рис. 1 и в таблице представлены характеристики $C_p = f(v)$ и $m_{ВЭУ} = f(v)$ при изменении коэффициента использования энергии ветра по каталогу [8], там же приведена гипотетическая кривая $m_{ВЭУ} = f(v)$, полученная из условия, что C_p не изменяется и остаётся равным $C_p = C_{p.н}$ на всём диапазоне изменения скорости ветра. Из анализа кривых видно, что реальная кривая изменения момента $m_{ВЭУ} = f(v)$ практически во всём диапазоне изменения C_p – прямая линия. Это указывает на то, что представленное в каталогах выражение $C_p = f(v)$ несёт в себе информацию о регулировании угла поворота лопастей ВД. Для того чтобы использовать это в системе регулирования угла поворота лопастей, необходимо выражение $C_p = f(v)$ аппроксимировать полиномом. Если взять в первом приближении полином 2-й степени, то

$$C_{p.расч} = a_2 v^{*2} + a_1 v^* + a_0, \quad (6)$$

где $v^* \equiv \beta$ – скорость ветра, которая является аналогом угла поворота лопастей ВД β .

Например, для ВЭУ типа Nordex N80 $a_2 = 0,0021$; $a_1 = -0,101$; $a_0 = 1,2751$. Значения $C_{p.расч}$ представлены в таблице. Так как максимальная погрешность не превосходит 8% (в области больших скоростей ветра), то аппроксимацию полиномом 2-й степени можно считать приемлемой.

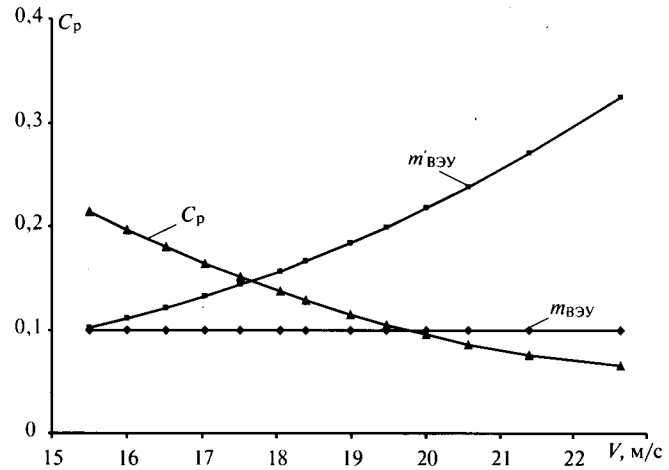


Рис. 1. Характеристики $C_p = f(v)$ и $m_{ВЭУ} = f(v)$ при изменении коэффициента использования энергии ветра

Связь между v^* и углом поворота лопастей β для ВЭУ типа Nordex N80 может быть синтезирована в виде линейной зависимости вида:

$$v^* = v_{расч} + k_\beta \beta. \quad (7)$$

Необходимо отметить, что для ВЭУ других типов зависимость может быть и нелинейной, тогда связь между $v^* = f(\beta)$ необходимо также искать в виде полинома [7]. Для рассматриваемого ВЭУ типа Nordex N80 $v_{расч} = 15,5$ м/с, $k_\beta = 0,1$ и $\beta = 0 \div 70^\circ$ при изменении скоростей ветра от $v_{расч} = 15,5$ м/с до $v_{max} = 22,5$ м/с. Если выражения (7) и (6) подставить в (5), после преобразований получим:

$$m_{ВЭУ} = v^3 [A\beta^2 + B\beta + C], \quad (8)$$

где $m_{ВЭУ}$ – момент ВД, приведённый к валу генератора, о.е., при базовом номинальном моменте; v – текущая скорость ветра, м/с, изменяющаяся в диапазоне регулирования; β – регулируемая часть угла поворота лопастей ВД, град. Постоянные для конкретного ВЭУ коэф-

$v, \text{м/с}$	15,50	16,00	16,50	17,00	17,50	18,00	18,40	19,00	19,50	20,00	20,57	21,39	22,64
$C_{p.кат}$	0,219	0,200	0,182	0,166	0,153	0,140	0,132	0,120	0,111	0,103	0,087	0,084	0,070
$C_{p.расч}$	0,214	0,197	0,1797	0,164	0,15	0,136	0,128	0,115	0,105	0,0905	0,086	0,076	0,065

коэффициенты A , B и C определяются по выражениям:

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{a_2 k_\beta^2}{C_{р.н} v_{расч}^3}; & B &= \frac{a_1 k_\beta}{C_{р.н} v_{расч}^3} + \frac{2a_2 k_\beta}{C_{р.н} v_{расч}^2}; \\ C &= \frac{a_0}{C_{р.н} v_{расч}^3} + \frac{a_1}{C_{р.н} v_{расч}^2} + \frac{a_2}{C_{р.н} v_{расч}}. \end{aligned} \right\} (9)$$

Для ВЭУ типа Nordex N80 $A=2,580 \cdot 10^{-8}$; $B=-0,44 \cdot 10^{-5}$; $C=0,265 \cdot 10^{-3}$.

Алгоритм «работы» уравнения (8) следующий: при достижении скоростью ветра любого значения v_1 , находящегося в диапазоне $v_{расч} - v_{max}$ с соответствующей постоянной времени всего тракта регулирования угла поворота лопастей ВД, устанавливается такое значение угла β_1 , которое обращает уравнение (8) в единицу, т.е. после действия регулятора установившееся значение момента ВД во всём диапазоне регулирования остаётся постоянным и равным номинальному, а при постоянной частоте вращения всей установки достигает номинального значения и выходная мощность ВЭУ.

Что касается регуляторов, то могут быть использованы пропорционально-интегральные (ПИ) либо пропорционально-интегральные-дифференциальные (ПИД) регуляторы. В качестве входных величин используется либо скорость ветра, либо, например, активная мощность. Моделирование системы управления с этими регуляторами не представляет особого труда, но интересно сравнить регулирование угла поворота лопастей ВД, базирующееся в теории автоматического регулирования на двух известных принципах: управление по «возмущению» и управление «по отклонению».

Приняв, для простоты анализа, что весь тракт регулирования является инерционным (апериодическим) звеном 1-го порядка с постоянной времени $T_{рег}$, в ВЭУ в качестве возмущающего воздействия выступает скорость ветра, а отклонение определяется отклонением активной мощности АДП от номинального значения, два указанных принципа регулирования реализуют уравнения

$$\left. \begin{aligned} T_{рег} p\beta + \beta &= k(v_1 - v_{расч}); \\ T_{рег} p\beta + \beta &= k_1(P_s - P_{ном}), \end{aligned} \right\} (10)$$

где p – символ дифференцирования по синхронному времени $\tau = 314t$; β – регулируемый угол

поворота лопастей ВД; $T_{рег}$ – постоянная времени регуляторов, рад; k – коэффициент усиления при регулировании по «возмущению»; k_1 – коэффициент усиления при регулировании по «отклонению».

Рассмотрим регулирование угла модели ВЭУ Nordex N80, оснащённой асинхронной машиной двойного питания.

На рис. 2 представлены флюктограммы изменения момента $m_{эм}$ (рис. 2,а), угла поворота лопастей β (рис. 2,б) при изменении скорости ветра от $v_{расч} = 15,5$ м/с (для ВЭУ типа Nordex N80) до $v = 22,5$ м/с, а затем спада порыва ветра от $v = 22,5$ м/с до $v_{расч} = 15,5$ м/с. Исходный режим соответствует выдаче номинальной мощности, при этом $m_{эм.ном} = -0,8$, $\omega_r = 1,22$ (при помощи преобразователя частоты в цепи ротора в этом режиме частота вращения выше синхронной на 22% – это диктуется технологией, так как при этом повышается выработка электроэнергии). При резком (порыв) повышении скорости ветра с $v_{расч} = 15,5$ м/с до $v = 22,5$ м/с в действие вступает регулятор (реализующий первое уравнение системы (9)) и угол наклона лопастей ветродвигателя начинает увеличиваться по экспоненте и в соответствии с уравнением (8) момент ВЭУ уменьшается, принимая номинальное значение на $8 \cdot 10^4$ рад. В последующем при резком спаде скорости ветра от 22,5 до 15,5 м/с кривая момента рис. 2,а восстанавливается до номинального значения. Время переходного процесса при порыве ветра при $T_{рег} = 10^4$ рад и $k = 10$ составляет $t_{пер} = 2,6 \cdot 10^4$ рад. Практически также меняются кривая активной мощности ВЭУ P (рис. 2,в) и реактивной мощности Q (рис. 2,г).

На рис. 3, представлены флюктограммы изменения тех же параметров $m_{эм}$, β , P и Q соответственно при той же постоянной времени регулятора $T_{рег}$, но при регулировании угла поворота лопастей β ВД по второму уравнению выражения (9) (регулирование по отклонению активной мощности АДП ВЭУ от номинального значения). Время переходного процесса при скачкообразном нарастании скорости ветра с $v_{расч} = 15,5$ до $v = 22,5$ м/с при $T_{рег} = 10^4$ рад и $k = 2000$ в этом случае составляет $t_{пер} = 10^3$ рад.

Таким образом, время переходного процесса при регулировании по «отклонению» сокращается более, чем на порядок по сравнению с регулированием по «возмущению». Это позволяет рекомендовать такое регулирование для управления углом поворота лопастей ВД ВЭУ.

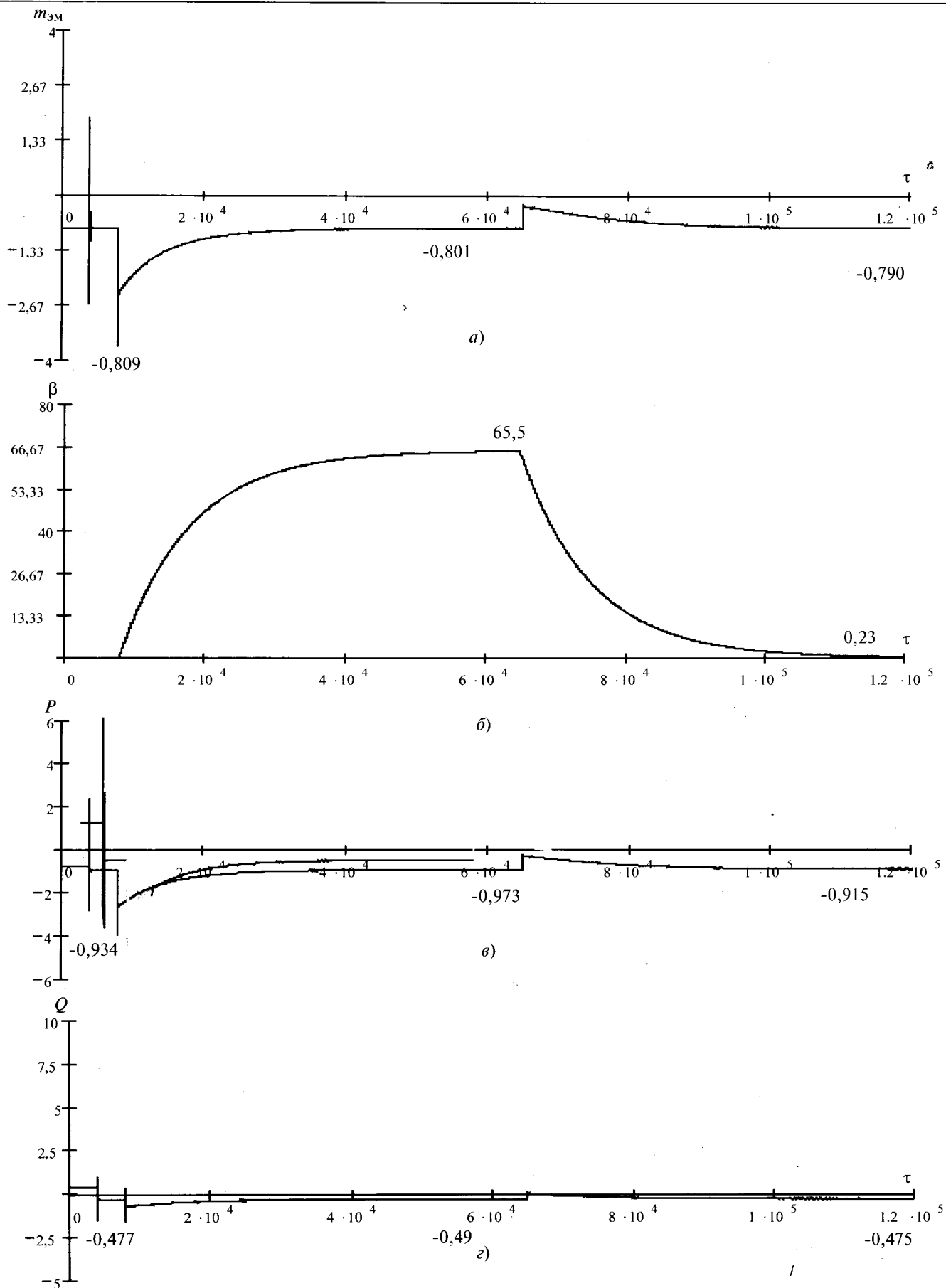


Рис. 2. Флуктограммы изменения $m_{эм}$, β , P и Q при изменении скорости ветра

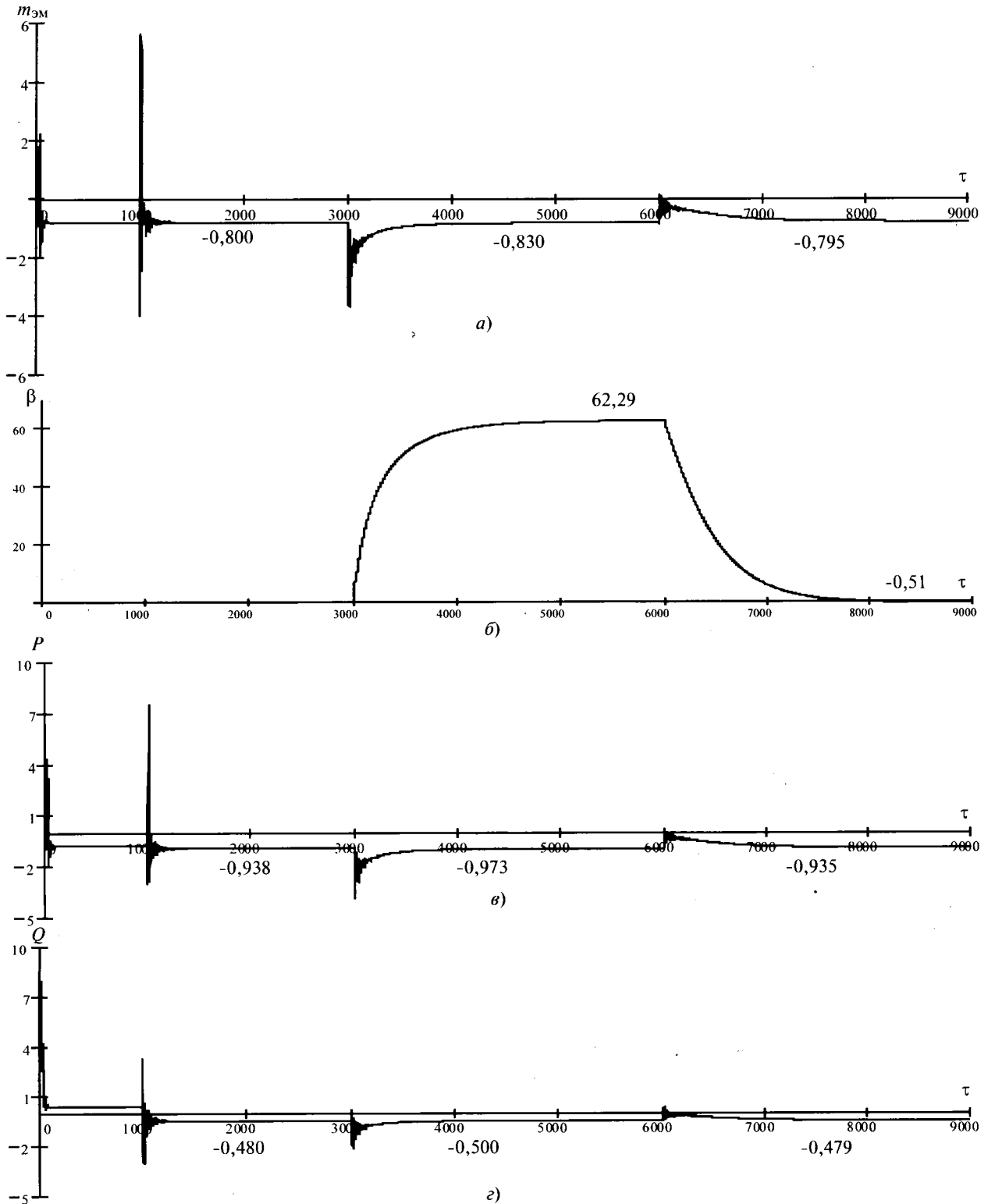


Рис. 3. Флюктограммы изменения $m_{эм}$, β , P и Q при регулировании угла поворота лопастей ВД

Выводы

1. Предложена методика моделирования угла поворота лопастей ветродвигателя современных ВЭУ, базирующаяся на каталожных данных конкретных ВЭУ.

2. Проведено моделирование системы автоматики вместе с системой регулирования угла поворота лопастей ВД ВЭУ, оснащённого асинхронной машиной двойного питания, и выявлено, что при прочих равных условиях время переходного процесса при воспроизведе-

дении принципа управления по «отклонению» более, чем на порядок меньше времени переходного процесса при реализации принципа управления по «возмущению» (при незначительном статизме примерно 3–4 %).

Список литературы

1. Мустафаев Р.И., Курдюков Ю.М., Листенгарген Б.А. Анализ систем регулирования выходной мощности ветроэнергетических установок // Электричество. 1989. №7. С.1–6.
2. Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моделирования динамических и статических режимов работы ветроэлектрической установки с асинхронной машиной двойного питания // Электротехника. 2008. №9. С. 11–15.
3. Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моделирования и исследования связи стационарных режимов работы ветроэлектрических установок с асинхронными генераторами при частотном управлении // Электричество. 2009. №6. С. 36–41.
4. Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моделирования и исследования режимов работы синхронных генераторов ветроэлектрических установок при частотном управлении // Электричество. 2010. №7. С.34–40.
5. Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моментно-мощностные характеристики современных ветроэлектрических установок // Электротехника. 2009. №7. С. 53–58.
6. Андрианов В.Н., Быстрицкий Д.И., Вашкевич К.П., Секторов В.Р. Ветроэлектрические станции. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960.

7. Мустафаев Р.И., Динамические режимы электромеханических преобразователей ВЭУ, работающих на электрическую сеть. Автореф. дис. ... доктора техн. наук. М., МЭИ, 1990.

8. Windenergie 2006. BWE–Service GmbH., 2006 (Справочник).

Мустафаев Рауф Исмаил оглы – заведующий отделом «Альтернативные источники энергии и экологии», руководитель лаборатории «Альтернативные источники энергии и экологии» АзНИПИИ Энергетики, доктор техн. наук, проф., академик Международной Академии электротехнических наук (г. Москва). Окончил электроэнергетический факультет Московского агротехнического университета в 1964 г. Защитил докторскую диссертацию в МЭИ по теме «Динамические режимы электромеханических преобразователей ветроэлектрических установок, работающих на электрическую сеть» в 1990 г.

Гасанова Ляман Гасан гызы – ведущий научный сотрудник отдела «Альтернативные источники энергии и экологии» АзНИПИИ Энергетики, канд. техн. наук. Окончила магистратуру Азербайджанской государственной нефтяной академии по направлению «Электротехника и электромеханика» в 2001 г. Защитила диссертацию по теме «Моделирование и исследование режимов работы системных ветроэлектрических установок с асинхронными генераторами при частотном управлении» в 2008 г.

ВЫСОКОВОЛЬТНАЯ ТЕХНИКА

О предотвращении повторных пробоев вакуумных выключателей

ПЕРЦЕВ А.А., ПАНИБРАТЕЦ А.Н., РЫЛЬСКАЯ Л.А.

Показана необходимость применения последовательного соединения вакуумных дугогасительных камер в полюсе вакуумных выключателей на 110 кВ и выше для уменьшения вероятности повторных пробоев до значений, требуемых стандартом для аппаратов классов С1 и С2.

Ключевые слова: вакуумный выключатель, вакуумная дугогасительная камера, макрочастицы, повторные пробои.

С разработкой в конце 70-х годов XX-го столетия вакуумных дугогасительных камер (ВДК, камер) на номинальное напряжение 72–84 кВ появилась возможность начать выпуск вакуумных выключателей общепромышленного назначения на классы напряжения 110–150 кВ с двумя соединёнными последовательно камерами в полюсе [1]. Эти аппараты в сравнении с элегазовыми обладают абсолютной экологической чистотой, поскольку не содержат вредных для окружающей среды

In this article authors show necessity of using serial connection vacuum interrupters at the pole of vacuum circuit breakers for 110 kV and above. This reduces restriking probability up to the values required for classes C1 and C2 breakers.

Key words: vacuum breaker, vacuum interrupter, macroparticles, restriking.

веществ. Конструкция выключателей достаточно проста, что делает их конкурентоспособными в соревновании с элегазовыми выключателями, занимающими эту нишу в энергетике. К настоящему времени за рубежом эксплуатируются сотни вакуумных выключателей на напряжение 126–145 кВ с токами отключения до 40 кА.

Потребность страны в выключателях на 110 кВ, эксплуатирующихся в установках с частыми (десятки операций в сутки) коммутационными операциями, с конца 80-х годов

удовлетворяется аппаратами, в каждом полюсе которых применяются по четыре соединённые последовательно камеры КДВ-35. Камеры КДВ-35 на номинальное напряжение 35 кВ разработаны ВЭИ им. В.И. Ленина и переданы в 1980 г. в промышленное производство [2]. Выключатели на 110 кВ ВБУ-110-5/1000 УЗ разработки НИИ ПО УЭТМ (СССР) успешно эксплуатируются с апреля 1989 г. в металлургической промышленности страны. Нижнетуринским электроаппаратным заводом выпускаются вакуумные выключатели типа ВБЭ-110-20...31,5/1600 УЗ на 110 кВ, номинальный ток отключения 20, 31,5 кА, номинальный ток 1600 А. Коммутационный ресурс этих выключателей при номинальном токе составляет несколько десятков тысяч циклов «включение-отключение», что обеспечивает надёжную работу аппаратов в течение нескольких лет без замены камер. Однако из-за относительной сложности этих аппаратов остаётся актуальным сокращение числа камер в полюсе до двух.

В 1977 г. в ВЭИ им. В.И. Ленина начались работы над камерой на напряжение 60 кВ для выключателей на 110 кВ. Были выполнены исследования характеристик используемой в качестве материала контактов металлокерамики хром-медь при различных технологиях изготовления, спроектированы и изготовлены макетные образцы камер. Они подверглись исследовательским испытаниям на нагрев номинальным током, на электрическую прочность внутренней изоляции при испытательных напряжениях промышленной частоты и грозомом импульсе, на отключающую способность при напряжении 60 кВ и отключаемом токе до 12 кА [2]. Позже в силу сложившихся в стране обстоятельств работы над этими камерами были законсервированы. Вместе с тем, актуальность промышленного выпуска для энергетики РФ экологически чистого выключателя на 110 кВ с течением времени лишь нарастает. Поэтому в 2006 г. ВЭИ возобновил работу над камерой КДВ-60 на напряжение 60 кВ для выключателя на 110 кВ с двумя камерами в полюсе.

В настоящее время на отечественных предприятиях ОАО «НПП «Контакт» в Саратове и ООО УК «Электроштит-Самара» в заключительной стадии находятся разработки вакуумных выключателей с двумя соединёнными последовательно камерами в полюсе на номинальное напряжение 110 кВ, номинальный ток отключения 31,5 кА и номинальный ток 2000 А исполнения УХЛ1. Конструкции выключате-

лей существенно различаются. НПП «Контакт» предлагает выключатель, в котором каждая из камер полюса располагается на отдельном опорном изоляторе, внутри которого проходит изоляционная штанга, перемещающая подвижный контакт. «Электроштит-Самара» предпочло расположить две соединённые последовательно камеры полюса на общем опорном изоляторе, внутри которого проходит изоляционная штанга для перемещения подвижных контактов обеих камер.

Основная трудность при разработке вакуумных выключателей на классы напряжения 110 и 150 кВ состоит в необходимости практически полного устранения повторных пробоев (ПП) при отключении ёмкостного тока. Наличие ПП приводит к возникновению перенапряжений, опасных для оборудования.

В 80-е годы минувшего столетия коллективом научных сотрудников ВЭИ им. В.И. Ленина всесторонне исследованы природа и закономерности ПП. Изучены факторы, определяющие количественные характеристики возникновения ПП как отдельных камер, так и двух соединённых последовательно. Определено, что не менее 95% возможных ПП происходит за время 0,3 с с момента погасания в камере вакуумной дуги. Результаты исследований опубликованы в отечественных журналах и в трудах Международных симпозиумов по электрической изоляции и разрядам в вакууме (ISDEIV) с 1984 по 1998 г., обсуждены на коллоквиуме CIGRE [3] и учтены в стандартах МЭК 62271-100:2001 и России ГОСТ Р 52565-2006. Поэтому стандартами для достоверного выявления вероятности возникновения ПП предписано, что «длительность воздействия напряжения, приложенного к испытуемому выключателю после окончательного погасания дуги, должна быть не менее 0,3 с».

Полученные сведения позволяют выявить на стадии проектирования вакуумных выключателей на классы напряжения 110 и 150 кВ их способность коммутировать ёмкостный ток с низкой вероятностью ПП – класс С1 и с очень низкой вероятностью ПП – класс С2; и оценить тем самым соответствие разрабатываемого аппарата жёсткому требованию стандарта ГОСТ Р 52565-2006 [4] (далее стандарт).

В статье рассматриваются условия возникновения повторных пробоев вакуумных выключателей и анализируются инженерные решения конструкции аппаратов на напряжение 110–150 кВ, классов С2 и С1, в которых вероятность ПП сведена к минимуму.

Повторные пробои ВДК

Стандартом ПП определяется как возобновление тока между контактами выключателя в процессе операции отключения после того, как ток оставался равным нулю в течение времени равного или большего 1/4 периода промышленной частоты.

Известно [5], что ПП камеры при достаточной напряжённости электрического поля на контактах провоцируются частицами субмиллиметровых размеров (макрочастицами), перелетающими в межконтактном промежутке камеры с контакта на контакт под действием возвращающегося напряжения. Опытным установлено, что макрочастицы образуются при следующих коммутационных операциях, выполняемых камерой [6]:

- при трении контактов друг о друга во время бестоковых смыкания и размыкания;

- при воздействии на контакты, разведённые на расстояние более 1–2 мм, диффузной или контрагированной вакуумной дуги;

- в процессе разведения контактов, через которые течёт ток, от замкнутого состояния до расстояния 1–2 мм, когда между ними возникает короткая контрагированная дуга, характеризующаяся относительной неподвижностью;

- под воздействием дуги предвключения, возникающей при предварительном пробое промежутка между сближающимися контактами и превращающейся в короткую контрагированную дугу при расстоянии между ними менее 1–2 мм;

- при вибрации контактов, характерной для процесса смыкания, и при отбросе контактов при пропуске ударного тока, при которых также возникает короткая контрагированная дуга.

Можно констатировать, что при любой коммутационной операции нельзя избежать образования на контактах камеры макрочастиц.

Однако наличие макрочастиц является необходимым, но не достаточным условием возникновения ПП. Чтобы частица была «эффективной», т.е. провоцирующей пробой, должны сложиться «благоприятные» обстоятельства.

При воздействии на межконтактный промежуток переменного напряжения необходимо:

- чтобы заряженная макрочастица подлетела к контакту, находящемуся под отрицательным потенциалом, поскольку лишь при этом происходит поджиг дугового разряда между контактами;

- напряжённость электрического поля на этом контакте в месте подлёта частицы должна превышать некоторое пороговое значение (обычно $E_{\min} < 3 \div 5$ кВ/мм);

- макрочастица не должна нести существенный отрицательный заряд, поскольку с его увеличением ослабляется поджигающая способность искрового разряда между частицей и отрицательным контактом.

Одновременное совпадение всех этих обстоятельств приводит к тому, что ПП при переменном напряжении случается в среднем через несколько перелётов макрочастицы с контакта на контакт. Один из модельных опытов показал, что из 20 перелётов макрочастицы через межконтактный промежуток лишь в четырёх случаях мог возникнуть ПП. В 16 случаях перелёт был «неудачным» [7].

При воздействии на межконтактный промежуток постоянного напряжения при достаточном его значении в среднем из каждой пары перелётов один обязательно окажется подлётом положительно заряженной частицы к отрицательному контакту и спровоцирует зажигание дугового разряда. Эксперимент показывает 1,5–2-кратное увеличение частоты возникновения ПП при воздействии постоянного напряжения в сравнении с переменным [7]. Это обстоятельство необходимо учитывать при отключении ёмкостного тока, поскольку в возвращающемся напряжении появляется постоянная составляющая от заряда отключённой ёмкости.

При перелётах с контакта на контакт часть макрочастиц провоцирует ПП, другая их часть вылетает за пределы межконтактного промежутка и не провоцирует ПП, третья группа испаряется в дуговом разряде или приваривается к поверхности контакта и также выходит из процесса. При этом происходит затухание возникновения ПП с течением времени [5, 8], что показано на гистограмме на рис. 1. Гистограмма хорошо аппроксимируется экспоненциальным законом распределения при постоянной времени $T = 0,1$ с: $f(t) = 1/T \exp(-t/T)$. Аппроксимация $f(t)$ позволяет оценить, что 95% общего числа ПП происходит за 0,3 с после прерывания тока.

Именно значение 0,3 с в упомянутых стандартах МЭК и ГОСТ Р при испытаниях выключателей для выявления ПП определено как минимальное время для длительности воздействия возвращающегося напряжения при испытаниях выключателей.

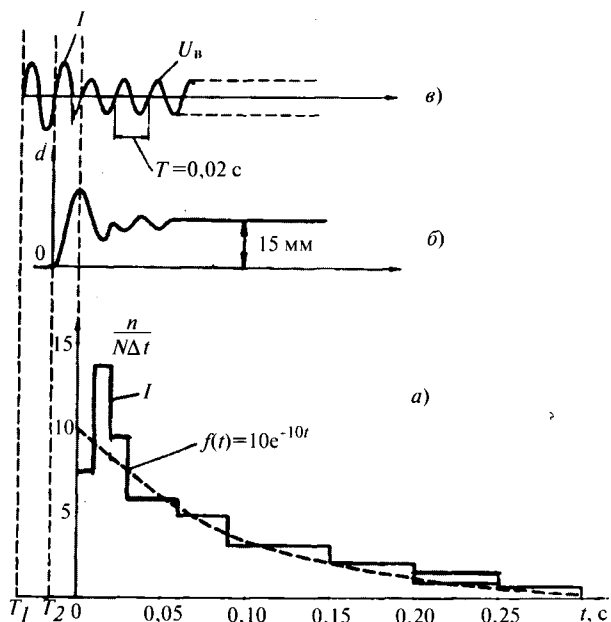


Рис. 1. Ток через контакты ВДК и напряжение на контактах (а), зависимость длины межконтактного промежутка от времени при отключении (б) и плотность распределения времени возникновения пробоев (в)

Вероятность ПП зависит от напряжённости электрического поля на поверхностях контактирования контактов.

Оценка значения вероятности ПП при различных напряжённости получена в опытах с камерой на 35 кВ [9] – прототипе камеры КДВ-60 [10]. Камера КДВ-60 (рис. 2) предназначена для выключателя на номинальное напряжение 126 кВ при последовательном соединении двух камер в полюсе. Измерения на прототипе и моделирование электрического поля в межконтактном промежутке КДВ-60 при различной его длине позволили оценить вероятность возникновения ПП камеры КДВ-60 при амплитудах возвращающегося напряжения 54 и 152 кВ (табл. 1). Оба значения

амплитуд рассчитаны с учётом неравномерности деления напряжения между камерами до $\pm 5\%$. Первое значение $U_{ф.ампл} = 54$ кВ – это напряжение на камере после прерывания выключателем тока в симметричной цепи, не содержащей ёмкостей. Второе значение, $U_C = 152$ кВ – напряжение после отключения ёмкостного тока, определённое согласно стандарту [4]. По нему при однополюсных лабораторных испытаниях на отключение выключателем ненагруженной линии при наличии КЗ на землю на одной или двух фазах (отключение ёмкостного тока) напряжение промышленной частоты на полюсе выключателя должно быть не менее $U_{пол} = K_C U_{н.р} / \sqrt{3} = 102$ кВ ($U_{н.р} = 126$ кВ; $K_C = 1,4$). Амплитуда возвращающегося напряжения на полюсе с учётом постоянного напряжения на ёмкости составит $U_{пол.ампл} = 2 \cdot \sqrt{2} \cdot 102 \approx 290$ кВ, а на камере напряжение U_C с учётом коэффициента неравномерности деления до $\pm 5\%$ составит $U_C = (1/2) \cdot 290 \cdot 1,05 = 152$ кВ.

Таблица 1

d, мм	20	30	35	40
$U_{ф.ампл} = 54$ кВ	2,9	2,1 ($1 \cdot 10^{-2}$)	1,8(-0)	1,6(-0)
$U_C = 152$ кВ	8,2	5,8 ($16 \cdot 10^{-2}$)	5,1	4,5 ($2 \cdot 10^{-2}$)

Из табл. 1 видно, что при $U_{ф.ампл} = 54$ кВ, т.е. в «нормальном» режиме вероятность возникновения ПП (в скобках) становится практически нулевой при $d \geq 35$ мм и $E \leq 2$ кВ/мм. При $d \leq 30$ мм ПП появляются, поэтому делать ход подвижного контакта менее 30 мм не следует.

При $U_C = 152$ кВ, т.е. при отключении ёмкостного тока ненагруженной ЛЭП и наличии фазного КЗ на землю, напряжённость на кон-

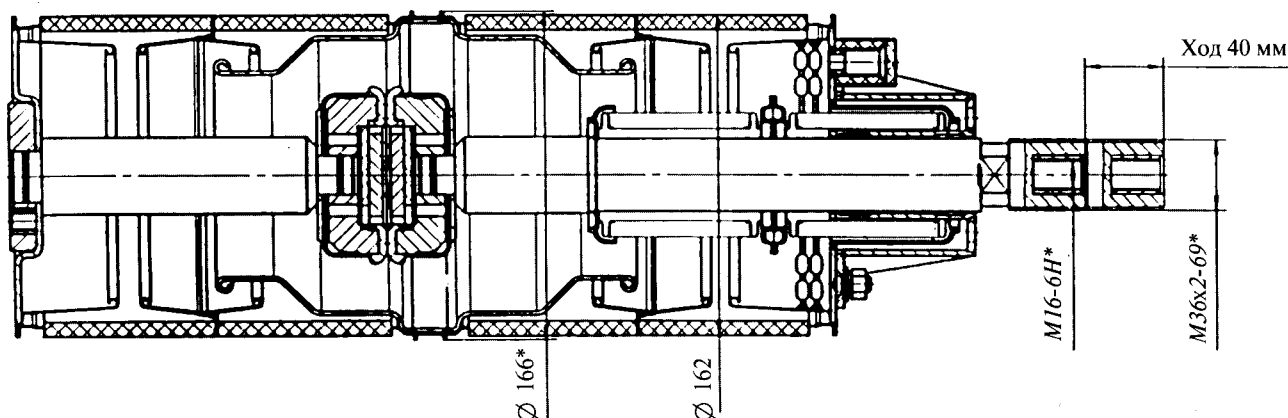


Рис. 2. Макет камеры КДВ-60

Таблица 2

Возвращающееся напряжение на две камеры U , кВ	60–80	85–100
Сумма одиночных пробоев камер $M_1 + M_2$	66	78
Число сквозных пробоев M_c	1	6
Среднее число пробоев камеры $M_{cp} = (1/2)(M_1 + M_2 + 2M_c)$	34	45
Эффективность подавления пробоев $L = M_{cp} / M_c$	34	7,8
Напряжённость электрического поля на контактах, кВ/мм	3–3,5	4–5

тактах при указанных условиях возрастает почти в 3 раза с соответствующим увеличением вероятности возникновения повторных пробоев. Лишь при $d=40$ мм и $E \leq 4,5$ кВ/мм вероятность ПП уменьшается до $P_{КДВ} = 2 \cdot 10^{-2}$. Дальнейшее уменьшение вероятности ПП связано с необходимостью увеличить межконтактное и межэкранные расстояния, что сопряжено с ухудшением массогабаритных и технико-экономических показателей камер и аппарата в целом. Поэтому ход контакта 40 мм можно принять в качестве компромисса для выключателя на 110 кВ с двумя соединёнными последовательно камерами в полюсе. Разумеется, увеличение межконтактного и межэкранных расстояний становится неизбежным в камерах для двухразрывного выключателя на класс напряжения 150 кВ.

Повторные пробои двух соединённых последовательно камер

В [11] вычислена вероятность сквозного пробоя двух камер, обусловленная свободными макрочастицами. Показано, что такая система камер при определённых условиях имеет свойство уменьшать вероятность сквозного пробоя обеих камер при наличии пробоев в каждой из них. Степень уменьшения вероятности зависит от количества макрочастиц в промежутке, их размеров, приложенного напряжения и других факторов, влияющих на так называемую условную вероятность $P_{усл}$, т.е. вероятность пробоя второй камеры при пробое первой. Тенденция изменения соотношения числа пробоев камер, и сквозных пробоев системы с изменением приложенного напряжения и напряжённости на контактах получена экспериментально. Кратность L уменьшения числа сквозных пробоев системы из двух камер относительно среднего числа пробоев M_c одиночных и сквозных, приходящихся на одну камеру системы, будем считать мерой эффективности подавления сквозных пробоев системой камер. Эксперимент выполнен на камерах КДВ-35 на рабочее напряжение 35 кВ с контактами диаметром 80 мм из металлокерамики CuCr при межконтактном промежутке $d=13$ мм, испытательный стенд LC-контур на 50 Гц; коммутируемый ток 10–12 кА, возвращающееся напряжение – постоянное делилось между двумя камерами поровну омическим делителем. В табл. 2 приведены результаты измерений.

Из табл. 2 следует, что эффективность L подавления сквозных пробоев связана с напряжённостью E электрического поля на контактах, причём с уменьшением напряжённости эффективность возрастает. Для обследованного режима L увеличилась примерно с 8 до 34 при уменьшении напряжённости с 4–5 до 3–3,5 кВ/мм, что указывает на возможность существенно уменьшить число сквозных пробоев в сравнении с количеством пробоев в каждой из них. Изменять значение L можно через изменение межконтактного расстояния d , поскольку им определяется значение напряжённости E на контактах.

Итак, можно констатировать, что последовательное соединение двух камер позволяет существенно уменьшить вероятность сквозного пробоя в сравнении с числом пробоев каждой из камер. Происходит это из-за одновременности пробоев камер, обусловленной несовпадением в них моментов подлёта макрочастиц к контактам. Экспериментально показано [10], что сквозной пробой двух камер не происходит, если одновременность этих моментов превышает примерно 100 мкс.

Помимо инициации сквозного пробоя обеих камер полюса за счёт одновременного подлёта «эффективных» макрочастиц к контактам, возможен иной механизм сквозного пробоя. Он реализуется при воздействии на одну камеру амплитуды возвращающегося напряжения полюса, что происходит всякий раз при случайном пробое другой камеры. Как уже показано, амплитуда этого напряжения достигает 290 кВ. По форме это однополярные импульсы промышленной частоты, продолжительность воздействия таких импульсов может быть достаточно большой (секунды). Пробой камеры при этом не произойдёт, если её электропрочность, превышает вышеуказанные 290 кВ. Возникновение же пробоя свидетель-

ствуется о недостаточной электропрочности либо межконтактного промежутка, либо системы «корпус-экраны» камеры.

Место пробоя камеры можно идентифицировать при испытании её напряжением грозового импульса по осциллограмме пробоя [10, 12]. Пробой межконтактного промежутка обычно происходит на фронте импульса. Характерным признаком пробоев системы «корпус-экраны» является пробой на спадающем участке волны напряжения грозового импульса.

С выработкой электрического ресурса камеры наблюдается уменьшение электропрочности системы «корпус-экраны» и увеличение частоты пробоев камеры. Поэтому для достоверности вывода о соответствии вакуумного выключателя требованиям стандарта по частоте повторных пробоев классу С2 квалификационные испытания по этому параметру следует выполнять после завершения полного цикла испытаний на коммутационную способность, т. е. после выработки аппаратом не менее 80–90% его коммутационного ресурса при отключении тока КЗ.

Стандартом [4] для выключателей класса «С2 – с очень низкой вероятностью повторного пробоя» допускается не более одного ПП аппарата на 200 отключений, т.е. в среднем вероятность $P \leq 5 \cdot 10^{-3}$. Очевидно, что для одного полюса допустима втрое меньшая вероятность $P \leq 1,7 \cdot 10^{-3}$. Но при $U_C = 152$ кВ, $d = 40$ мм и $E = 4,5$ кВ/мм в каждой камере пробои будут возникать с вероятностью $P_{\text{КДВ}} = 2 \cdot 10^{-2}$ (табл. 1), т.е. в двух камерах в сумме вероятность пробоев составит $2P_{\text{КДВ}} = 4 \cdot 10^{-2}$, что в 24 раза больше допустимого числа сквозных пробоев полюса. Эти пробои, как показано выше, могут быть нейтрализованы за счёт последовательного соединения камер. Внутренняя изоляция камер выключателя при испытании напряжением грозового импульса 15-ударным методом [13] должна выдерживать не менее 305 кВ (1,05·290 кВ), чем обеспечивается 5%-й запас электропрочности над амплитудой возвращающегося напряжения полюса при отключении ёмкостного тока. Причём это значение электропрочности должно сохраняться до полной выработки электрического ресурса выключателя. Это достигается применением в камерах экранной системы по [14].

Выключатель на 110 кВ класса С2 при межконтактном расстоянии в камерах по 30 мм неосуществим. Согласно табл. 1 вероятность

ПП камеры возрастёт с 0,02 для $d = 40$ мм до 0,16 при $d = 30$ мм. Соответственно примерно на порядок увеличится частота пробоев каждой из пары камер полюса и потребуются обеспечить эффективность L подавления пробоев не в 24 раза, а более, чем в 100 раз. При 100-кратном увеличении частоты пробоев камер нарушается условие необходимой разновременности подлётов «эффективных» макрочастиц к контактам камер (не менее 100 мкс), из-за чего возникают сквозные пробои, и система из двух включённых последовательно камер утрачивает свойство нейтрализации пробоев в камерах.

В последние годы разработчики выключателей на 110–126 кВ работают над конструкцией аппарата с одной камерой в полюсе [15]. Причём камера при межконтактном расстоянии $d = 60$ мм должна иметь электрическую прочность внутренней изоляции одноминутную на промышленной частоте 230 кВ и при грозовом импульсе 550 кВ. Добавим, что вероятность ПП полюса с такой камерой, как показано выше, не должна превышать $P \leq 1,7 \cdot 10^{-3}$ для выключателя класса С2 или по согласованию в несколько раз больше для класса С1.

При коммутации ёмкостного тока к полюсу и камере приложено напряжение амплитудой $U_{\text{КДВ.ампл}} \leq 290$ кВ. При $d = 60$ мм и кратности превышения локальной напряжённости (на поверхности контакта) над средней $K_H = 1,5$ напряжённость E поля на контактах достигает значения $E = (U_{\text{КДВ.ампл}}/d)K_H = 7,2$ кВ/мм. При такой напряжённости согласно табл. 1 вероятность ПП камеры составит $P \approx 0,2$, т.е. превысит допустимое для полюса значение вероятности ПП в сотню раз! Это не удивительно, так как в отсутствие последовательного соединения двух камер всякий «удачный» подлёт макрочастицы к контакту приводит к ПП полюса. Поэтому одноразрывный выключатель с камерой, межконтактное расстояние в которой равно 60 мм, не будет соответствовать требованиям не только класса С2, но и С1.

Для оценки необходимого межконтактного расстояния в камере выключателя на 110 кВ, соответствующего требованиям класса С2, воспользуемся табл. 1. Из неё следует, что ПП в камере не возникают при напряжённости на поверхностях контактирования $E \approx 2$ кВ/мм. Примем, что коэффициент неоднородности электрического поля между

контактами $K_H \approx 1,5$. Тогда, $d \geq (K_H U_{КДВ})/E = (1,5 \cdot 290)/2 = 218$ мм (!).

Более чем пятикратное (с 40 мм для КДВ-60 до более 200 мм в КДВ-100) увеличение хода контакта требует при коммутационных операциях повышения скорости его перемещения с 2,5 в КДВ-60 до минимум 5 м/с. При этом существенно возрастают значения ускорений и сил, действующих на элементы камер и привода, что усложняет и удорожает конструкцию выключателя. В целом выключатель с такими камерами будет существенно дороже аппарата, в полюсах которого применены по две камеры с ходом контактов по 40 мм.

В камере с ходом контакта примерно 200 мм совершенно не исследовано поведение сильноточной (ток многие килоамперы) дуги. Скорее всего, при такой протяжённости дуги произойдёт её переход на окружающий контакты экран с разрушением последнего.

Отметим, что уменьшение хода с 200 до 150 мм за счёт возможного улучшения контактного материала и увеличения допустимого значения напряжённости на контактах с 2 до 3 кВ/мм не облегчает решение задачи.

Следовательно, использование последовательного соединения двух камер в полюсе является необходимым условием при создании вакуумных выключателей классов С2.

Камеры для выключателей класса С2

Необходимо учитывать, что последовательное соединение двух камер в полюсе лишь уменьшает вероятность сквозного пробоя, но не исключает её совсем. При этом сохраняется пропорциональная зависимость числа сквозных пробоев двух камер от среднего числа пробоев в каждой из них. Поэтому в выключателе класса С2 должны применяться камеры с минимальной вероятностью пробоев. В КДВ-60, разработанной специально для использования в выключателях на 110 кВ класса С2 [10], применены соответствующие инженерные решения.

В [11] показано, что для уменьшения числа пробоев необходимо уменьшать количество макрочастиц в межконтактном промежутке при уменьшении их размеров. В КДВ-60 эта цель достигается за счёт использования решения по [12], где индукторы не только возбуждают магнитное поле, но и выполняют функции контактирования и дугогашения. При этом возможно эффективное управление дви-

жением вакуумной дуги по поверхности контактов во всех её модификациях:

– короткой контрагированной, образующейся в момент размыкания контактов при операции отключения;

– квазидиффузной (многоканальной), формирующейся в продольном магнитном поле через 2–3 мс после размыкания контактов при токах КЗ;

– и контрагированной, возникающей при повторных зажиганиях и повторных пробоях.

Управление движением вакуумной дуги по контактам приводит к уменьшению размеров образующихся макрочастиц и к уменьшению их количества, что прямо влияет на вероятность повторных пробоев камер. И в тоже время такая контактная система позволяет получить высокую отключающую способность ВДК.

В макетах КДВ-60 (рис. 2) применена контактная система диаметром 90 мм. В ходе исследовательских испытаний по определению отключающей способности при возвращаемом напряжении до 10 кВ, времени дуги 8–10 мс и минимальной скорости разведения контактов 1,5 м/с установлено, что макет отключает ток 37 кА при амплитуде 77 кА, $\beta=47\%$ и времени дуги 10 мс. При этом прошедшее через дугу количество электричества составило 547 Кл, что при отключении симметричного тока ($\beta=0$) соответствует отключению тока 54 кА. Полученные результаты позволяют с уверенностью рассчитывать на успешность коммутационных операций при номинальном токе отключения 31,5 кА, $\beta=40\%$ и номинальном для КДВ-60 напряжении.

Использованная в КДВ-60 конструкция экранной системы в соответствии с патентом [14] препятствует металлизации корпуса продуктами эрозии контактов в течение всего срока службы, исключая риск уменьшения электропрочности внутренней изоляции. Задача решена за счёт направления молекул пара на внешнюю поверхность экранов. Кроме того, предложенное выполнение экранов позволяет получить и более равномерное деление между экранами приложенного к камере напряжения, что также увеличивает электропрочность внутренней изоляции и уменьшает вероятность пробоев камер.

Перспективным представляется повышение рабочего напряжения выключателей с двумя камерами в полюсе до 150 кВ, номинальный ток отключения 40 кА и номинальный ток

2000 А. При этом следует считаться с необходимостью улучшения стабильности параметров контактного материала и технологии производства камер.

Выводы

1. В конструкции вакуумных выключателей, предназначенных для коммутации электрических цепей в сетях трёхфазного переменного тока промышленной частоты с номинальным напряжением 110 и 150 кВ, способных коммутировать ёмкостный ток с низкой вероятностью повторного пробоя (класс С1) или с очень низкой вероятностью повторного пробоя (класс С2), целесообразно использовать последовательное соединение двух вакуумных дугогасительных камер в каждом полюсе аппарата. Такое соединение камер позволит уменьшить вероятность сквозного пробоя обеих камер в десятки раз по сравнению с числом пробоев каждой из камер и тем самым обеспечить удовлетворение требований к аппаратам классов С1 и С2.

2. Вакуумные дугогасительные камеры для выключателей класса С2 должны иметь электрическую прочность внутренней изоляции не менее значения амплитуды возвращающегося напряжения полюса при отключении ёмкостных токов. Для аппарата на номинальное напряжение 110 кВ внутренняя изоляция камер должна выдерживать воздействие напряжением грозового импульса не менее 305 кВ и сохранять эту прочность до полной выработки коммутационного ресурса.

3. Для достоверного вывода о соответствии вакуумного выключателя требованиям стандарта по частоте повторных пробоев классу С2 квалификационные испытания по этому параметру следует выполнять после завершения полного цикла испытаний на коммутационную способность, т.е. после выработки аппаратом не менее 80–90% его коммутационного ресурса при отключении тока КЗ.

Авторы выражают признательность профессору К.Н. Ульянову за плодотворное обсуждение материала статьи.

Список литературы

1. Himi H., Takashima T., Shimmon Y., Umeya E., Yanagisawa H. Progress on higher voltage vacuum power circuit breaker// Всемирный электротехнический конгресс (ВЭЛК), 21–25 июня 1977 г. М., Секция 2, доклад 61.
2. Перцев А.А., Гусева Л.Г., Рыльская Л.А. Вакуумные дугогасительные камеры для выключателей 35 и 110 кВ// Электротехническая промышленность. Сер. АВН, Трансформаторы, Силовые Конденсаторы. 1981. Вып. 8 (121). С. 7–10.

3. Bernauer Ch., Platter F. and Rieder W. Vacuum discharge phenomena not regarded by today's circuit-breaker standards// CIGRE SC 13. Sarajevo. May 1989.

4. ГОСТ Р 52565-2006. Выключатели переменного тока на напряжения от 3 до 750 кВ. Общие технические условия (п.6.8.3).

5. Рыльская Л.А., Перцев А.А. Электрическая прочность вакуумной дугогасительной камеры после отключения тока// Электротехника. 1985. № 1. С. 5–9.

6. Перцев А.А., Рыльская Л.А. Частота повторных пробоев в начальной стадии эксплуатации вакуумных дугогасительных камер// Электротехника. 1991. № 7. С. 34–36.

7. Перцев А.А., Рыльская Л.А. Повторные пробои вакуумных дугогасительных камер// Электричество. 1993. № 8. С. 21–25.

8. Перцев А.А., Рыльская Л.А., Ульянов К.Н., Чулков В.В. Расчёт вероятности повторных пробоев вакуумной дугогасительной камеры// Электричество. 1989. № 8. С. 74–76.

9. Рыльская Л.А., Перцев А.А. Напряжённости на контактах и экранах ВДК при пробоях после отключения тока// Электротехника. 1989. № 2. С. 29–32.

10. Перцев А.А., Рыльская Л.А. Вакуумная дугогасительная камера для выключателя на 110 кВ с двумя разрывами в полюсе// Электротехника. 2010. № 8. С. 29–35.

11. Перцев А.А., Рыльская Л.А., Чулков В.В. Повторные пробои двух соединённых последовательно вакуумных дугогасительных камер// Электричество. 1991. № 3. С. 26–31.

12. Алфёров Д.Ф., Рыльская Л.А., Сидоров В.А. Об изменении электрической прочности вакуумных дугогасительных камер по мере выработки электрического ресурса// Электротехника. 2010. № 11. С. 25–31.

13. ГОСТ 1516.3-96. Электрооборудование переменного тока на напряжение от 1 до 750 кВ. Требования к электрической прочности изоляции.

14. Пат. 2374718 CIRU. Вакуумный коммутационный прибор/А.А. Перцев, Л.А. Рыльская// Б.И. 2009. № 33.

15. Wang J. 126 kV vacuum circuit breaker debuted in China// XXII Ind ISDEIV. 2006. Matsue, DA-101. ASN 309. pdf.

16. Пат. 1725681 РФ. Контактная система для вакуумной дугогасительной камеры/ А.А. Перцев, С.П. Чистяков// Открытия. Изобретения. 1993. № 23.

Перцев Алексей Александрович – ведущий научный сотрудник отдела вакуумной коммутационной аппаратуры ФГУП ВЭИ им. В.И. Ленина, канд. техн. наук, Почётный машиностроитель РФ, лауреат премии Правительства РФ. Окончил радиотехнический факультет Всесоюзного заочного политехнического института в 1957 г. Защитил диссертацию по теме «Статическая электрическая прочность высоковольтных ртутных вентиляей» в 1966 г.

Рыльская Лидия Александровна – старший научный сотрудник отдела вакуумной коммутационной аппаратуры ФГУП ВЭИ им. В.И. Ленина, канд. техн. наук. Окончила электроэнергетический факультет МЭИ в 1962 г. Защитила диссертацию по теме «Закономерности повторных пробоев вакуумных дугогасительных камер» в 1989 г.

Панибратец Анатолий Николаевич – начальник отделения научной результативности и качества ФГУП ВЭИ им. В.И. Ленина, канд. техн. наук. Окончил Одесский политехнический институт по специальности «Электрические машины и аппараты» в 1972 г. Защитил диссертацию «Исследования и расчёты электродинамической стойкости при коротких замыканиях мощных силовых трансформаторов» в 1999 г.

Численное моделирование процессов гашения дуги в высоковольтном выключателе

ИЛЬИН А.С.

Изложена новая методика расчёта процессов в дугогасительном устройстве элегазового высоковольтного выключателя. Приведены результаты сопоставления расчётных и экспериментальных данных.

Ключевые слова: элегазовый выключатель, электрическая дуга, высокое напряжение, гашение дуги, моделирование процесса.

Для определения охлаждения канала дуги в дугогасительной камере необходимо рассчитать газовый поток со следующими параметрами: температурой, массопереносом, плотностью, скоростью. Естественно, при этом необходимо учитывать геометрическую конфигурацию сопла и электрические параметры внешней цепи. С точки зрения математического моделирования рассмотрение любого пространства сводится к выделению мельчайших элементов, в которых все параметры будут иметь постоянное значение в данный момент времени. Таким образом, задача сводится к рассмотрению взаимодействия мельчайших элементов друг с другом с учётом влияния факторов внешней среды. Точность определения физических параметров модели в таком случае будет зависеть от размеров элементов и точности задаваемых параметров для каждого элемента.

Основная цель работы заключается в создании математической модели расчёта процесса дугогашения, учитывающей геометрическую конфигурацию дугогасительной камеры и численная реализация модели на ЭВМ в виде программы. Моделирование процессов дугогашения меняло свою актуальность с течением времени. Однако СИГРЭ продолжает рассмотрение процессов оптимизации моделирования системы уравнений Майера и Кассии применительно к созданию новых дугогасительных устройств. Так, в [1] рассмотрено численное решение уравнений, применительно к процессам отключения токов нагруженной линии. В [2] описывается моделирование процесса коммутации методом «Чёрного ящика», где ещё раз подчеркивается неотрывность расчётов и проведения испытаний. В прошлом также су-

This issue highlights a new method of arc quenching device processes calculation for high voltage SF₆ circuit breakers and comparison of modeling results with tests results.

Key words: SF₆ circuit breaker, electric arc, high voltage, arc distinguishing, model of process.

ществовало множество подобных моделей [3], отличающихся в основном по способу определения параметров элементов матрицы, акцентируя точности то одних, то других физических величин, в конечном итоге такой подход приводит к решению дифференциальных уравнений, связывающих газотермодинамику с электрическими процессами. Эта связь выражается в системах уравнений. Логично разделить расчёт газотермодинамических процессов, влияющих на сопротивление дугогасительного промежутка, и расчёт процессов после гашения дуги. Первая часть расчётов (газотермодинамические) представлена известными уравнениями Навье-Стокса, решаемыми с применением граничных условий [4]. В [5] делаются попытки решить эту систему уравнений, вводя коэффициенты, доопределяющие параметры турбулентности и соотношение подводимой энергии к дуге и конвективно отводимой. Так как эти коэффициенты неявно выраженные функции от различных параметров гашения, то достаточно сложно оценить влияние реальных условий на эти параметры, что усложняет процесс оптимизации расчётов.

Ещё один случай решения уравнений Навье-Стокса представляется переходом к тензорам при решении методом крупных частиц, описанных в [6].

Кроме того, в описанных моделях [7] все параметры дугогасящей среды вводятся в форме коэффициентов, записываемых в безразмерных формах, что представляется более сложным, чем графический ввод параметров. Табличный ввод требовался для расчётов на устаревших ЭВМ, не позволяющих обработать графический ввод данных. Математическое моделирование с использованием современ-

ных ЭВМ позволяет рассмотреть малые частицы объёма со статическими параметрами в данный момент времени. Таким образом, можно уйти от решения уравнений в дифференциальной форме.

В данной работе ставится задача создания модели, позволяющей установить успешность гашения дуги конкретным дугогасительным устройством. Искомой функцией является энергия газа, определяемая по параметрам, рассчитанным при рассмотрении газотермодинамических процессов, с дальнейшим определением проводимости, картины скоростей и температур газа. Исходными параметрами являются физико-химические свойства плазмообразующего газа (в модели рассматривается элегаз), выраженные в виде графиков зависимостей физических свойств от различных физических величин, геометрическая конфигурация дугогасительного устройства, выраженная графически, воздействующее значение и форма ПВН в случае гашения, выраженная графически. Такой подход позволяет облегчить ввод параметров среды, сделав его графическим, получить в результате наглядную картину, совмещающую термогазодинамику и сам процесс гашения дуги, что не позволяли до этого другие модели [8], и таким образом сделать процесс проектирования новых дугогасительных устройств наглядным с определением влияния геометрии сопла. Для учёта реальных параметров осесимметричного дугогасительного устройства в оболочку программы вводится графическое изображение симметричной половины сечения дугогасительного устройства.

Рассмотрение данной модели следует начать с газодинамической части. Оригинальность её заключается в принципиально другой математической аппроксимации поведения объёмных сегментов среды дугогасительного устройства. Если представить осесимметричную дугогасительную камеру в разрезе и предположить, что все процессы будут происходить симметрично, т.е. перейдя от трёхмерной модели к двумерной (от объёмных сегментов — к ячейкам), можно рассмотреть плоскость, на которой выделены эти мельчайшие квадратные ячейки, при этом параметры задавать не для узла, а для полученной ячейки, то мы получим набор малых плоскостей с одинаковыми площадями. В каждой такой малой плоскости задаются начальные параметры: масса M , температура T , начальная скорость v_0 , плотность ρ , проводимость σ в момент времени t . Поскольку происходит радиальное увеличение сегментов в

объёмной модели, растёт их масса пропорционально объёму, в данной модели при переходе к плоскости это обстоятельство учитывается ростом теплоёмкости и массы в зависимости от расстояния от оси симметрии. Принимая во внимание все исходные данные и вводимые параметры тока и напряжения, решаем систему уравнений, описывающую в упрощённом виде взаимодействие малых объёмов:

$$a = \sqrt{\frac{\gamma k T}{m_{\Gamma}}};$$

$$dQ_{\text{д}} - dQ_{\text{с}} = d(W_{\Gamma} m_{\Gamma}) + p dV;$$

$$dQ_{\text{с}} = C_p T m_{\Gamma} dt; \quad dQ_{\text{д}} = k U_{\text{д}} I_{\text{д}} dt;$$

$$\Delta W_{\Gamma} = P_1 V_1 - P_2 V_2; \quad W_{\Gamma} = C_V T; \quad m_{\Gamma} = \frac{pV}{R_{\Gamma} T},$$

где k — постоянная Больцмана; γ — постоянная адиабаты; T — температура газа; m_{Γ} — масса газа; $Q_{\text{с}}$ — энергия, отводимая конвективно; $Q_{\text{д}}$ — энергия, подводимая дугой; W_{Γ} — внутренняя энергия газа; V — объём газа; C_p — теплоёмкость газа при постоянном давлении; R — универсальная газовая постоянная; C_V — объёмная теплоёмкость; P — давление газа.

После этого параметры каждой ячейки будем считать определёнными и сами ячейки ограниченными сторонами, равными по длине.

В следующем шаге (итерации) модели будет эффект «расширения» ячеек с заданной скоростью v и скоростью звука \bar{a} (рис.1), выражающийся в массопереносе части газа ячейки с определёнными параметрами. Таким образом, каждая ячейка совершает обмен импульсами, оказывая влияние на соседнюю ячейку своими параметрами.

Для определения массопереноса газа и обмена импульсами, рассмотрим заданную квадратную сетку газа со сторонами boxsize в момент времени t_0 , когда произошло определение параметров газа по уравнениям (1) (рис. 1).

В момент времени t_0 происходит массоперенос газа рассматриваемой ячейки $i; j$ с площадью S в соседние ячейки:

$$S_{i; j} = \text{boxsize}^2, \quad (2)$$

где boxsize — длина и ширина ячейки в соответствии с рис. 1.

На этот процесс оказывает воздействие заданная скорость, которую можно разложить на x и y компоненты ($v_{\Delta x}$ и $v_{\Delta y}$). Вектор скорости массопереноса (скорости расширения

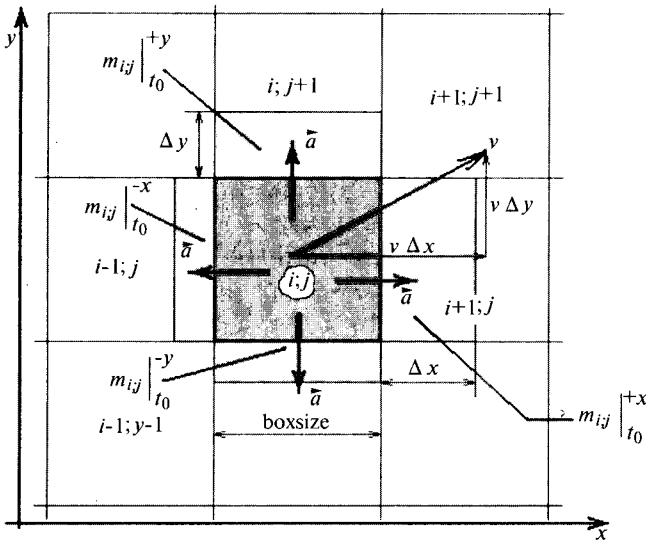


Рис. 1. К расчёту массопереноса ячеек

ячейки через свою границу) обозначим a и для случая «расширения» в вакууме эта скорость будет равна скорости звука. Далее определим такое «расширение» с учётом того, что по мере удаления от оси симметрии масса ячейки будет возрастать. Для этого назовём размер элементарного «расширения» (глубина проникновения газа в соседнюю ячейку) h_{part} , которая связана с определёнными в (1) параметрами через скорость \bar{a} . Значение h_{part} определяется для направления по оси абсцисс и оси ординат:

$$h_{part} = a\Delta t. \tag{3}$$

При наличии заданного вектора скорости (например, от воздействия поршня с заданной характеристикой хода от времени) можно получить иное расширение для координат x и y . Выполним это, например для координаты y , и, зная теперь глубину массопереноса, определим его площадь:

$$\Delta y = \Delta t \left[\bar{v}_{\Delta y} + \bar{a} \right]; \tag{4}$$

$$\Delta S_{i,j} \Big|_{t_0}^{+y} = \Delta y \text{boxsize}, \tag{5}$$

где $\Delta S_{i,j} \Big|_{t_0}^{+y}$ – площадь массопереноса ячейки i,j по координате y , т. е. в сторону ячейки $i,j+1$, при этом, конечно, следует учесть и расширения других ячеек, произведя суммирование площадей и скоростей ячеек с учётом их характеристик, таких как плотность, температура и др. Для этого необходимо применить уравнения сложения ско-

ростей и площадей для левой ($lpart$) и правой ($rpart$) частей расширения. Сделаем это, например, для того же момента времени t_0 , предположив, что вектор скорости сегмента направлен вправо, как указано на рис. 1:

$$\begin{cases} rpart = \frac{2h_{part}}{1 + \frac{a}{(a + v_{\Delta x})}}; \\ lpart = 2h_{part} - rpart, \end{cases} \tag{6}$$

после чего запишем выражение для вычисления массы $m_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t}^{+x}$ части газа при массопереносе:

$$m_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t}^{+x} = \frac{S_{i,j} \Big|_{t_0}^{+x} m_{i,j} \Big|_{t_0}^{+x}}{\text{boxsize}^2}. \tag{7}$$

Таким образом, масса газа, оставшегося в данной ячейке, будет вычисляться по выражению:

$$M_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t} = M_{i,j} \Big|_{t_0} - \sum_{i,j} m_{i,j} \Big|_{t_0}^{\pm(x,y)}. \tag{8}$$

И, наконец, получим выражение скорости, соответствующее уравнению сохранения импульса:

$$v_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t} = \frac{\left(v_{i+1,j} \Big|_{t_0} M_{i+1,j} \Big|_{t_0} + v_{i,j} \Big|_{t_0} m_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t} \right)}{M_{i+1,j} \Big|_{t_0} + m_{i,j} \Big|_{t_0 + \Delta t}} \tag{9}$$

Уравнения (7)–(9) являются основными уравнениями, описывающими взаимодействие между ячейками посредством массопереноса и обмена импульсами.

В общем виде уравнение передачи массы в декартовых координатах представляется уравнением неразрывности (сплошности) потока:

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho w) = 0, \tag{10}$$

где ρ – плотность газа; u, v, w – скорости по осям координат.

Часть энергии, отведённую конвективно газовым потоком, можно определить по выражению:

$$U_k = c_p \rho \Delta T + c_p \rho \Delta U \frac{dT}{dr}, \tag{11}$$

где c_p – удельная теплоёмкость при постоянном давлении; ρ – плотность газа; T – температура газа; U – энергия, выделенная в створе.

Дополнить данную систему необходимо уравнениями электродинамики и законом Ома. Для этого определяется Джоулева энергия, выделяющаяся на дуге,

$$W_{\text{д}} = \sigma_{\text{э}} E^2 - \frac{4\lambda T_0}{R_{\text{д}}^2} - P_{\text{изл}}, \quad (12)$$

где $\sigma_{\text{э}}$ – проводимость среды при заданных условиях; λ – теплопроводность; $R_{\text{д}}$ – радиус дуги (или текущий радиус ячейки, как координата); T_0 – начальная температура; $P_{\text{изл}}$ – энергия, затраченная на излучение.

Уравнение (12) можно записать через обобщённый закон Ома:

$$\vec{j} = \sigma(\vec{E} + \vec{v} \times \vec{B} - \frac{1}{\rho_{\text{e}_1}} \vec{j} \times \vec{B}) + \rho_{\text{и}} \vec{v}, \quad (13)$$

где $\rho_{\text{e}_1} = n_{\text{e}_1} e$ – плотность зарядов электронов; $\rho_{\text{и}}$ – избыточный электрический заряд дуго-разрядной плазмы.

Тогда уравнение энергии примет вид:

$$c_p \rho \frac{\partial T}{\partial t} + c_p \rho u \frac{\partial T}{\partial x} = \sigma_{\text{э}} E^2 + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) - P_{\text{изл}}, \quad (14)$$

где c_p – теплоёмкость элегаза при постоянном давлении; ρ – плотность элегаза в ячейке; u – скорость в данном месте; T – температура в ячейке; $\sigma_{\text{э}}$ – электропроводность элегаза в ячейке; λ – коэффициент теплопроводности элегаза в ячейке; $P_{\text{изл}}$ – мощность, затраченная дугой на излучение; x, y – координаты; t – время шага, принято 100 нс; E – напряжённость электрического поля.

Уравнение передачи импульсов в общем виде можно выразить уравнением баланса количества движения (импульса), что подтверждает второе начало термодинамики (где закон сохранения импульса является следствием):

$$-F \frac{d}{dx} p = M^* \frac{d}{dx} w + \Pi \tau_0 + F g \rho \sin(\beta), \quad (15)$$

где w – скорость; ρ – плотность; F – площадь поперечного сечения канала; Π – периметр канала, граничащий с другой средой; τ_0 – касательное напряжение на стенке (напряжение трения на стенке); β – угол наклона канала к горизонту; x – расстояние в направлении движения; M^* – удельный массовый расход (массовая скорость); g – ускорение свободного падения.

Таким образом, система уравнений (10), (13)–(15) описывает процессы поведения газа

в замкнутой области при воздействии температуры и скорости.

После момента времени t_0 , когда параметры массопереноса и обмена импульсами определены и взаимодействие ячеек произошло, наступает следующий момент времени t_1 , для которого заново разбивается сетка с квадратными ячейками с учётом новых параметров ячеек. Процесс расчёта повторяется и так происходит каждый временной шаг (итерация), значение которого задаётся в интерфейсе программы моделирования.

Численная реализация предложенной модели выполняется по алгоритму (рис. 2).

В процессе численного моделирования процесса определяются основные параметры каж-

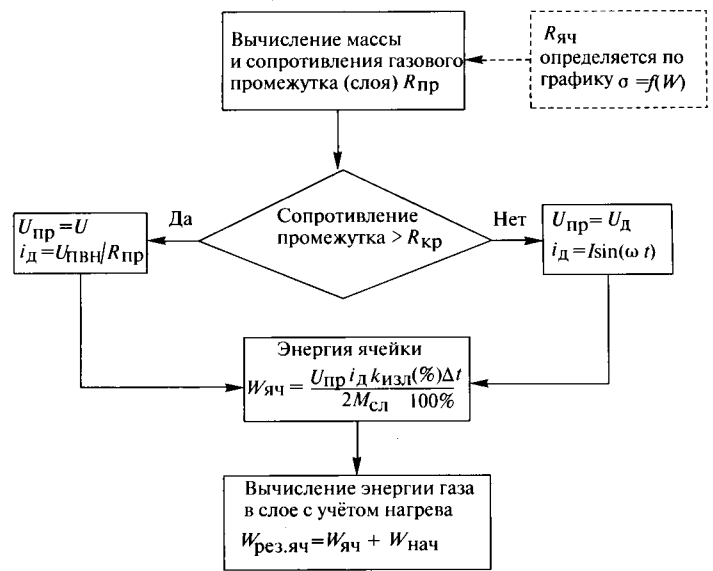


Рис. 2. Алгоритм определения энергии газа (W – энергия газового объёма, отнесенная к массе газа в данном объёме)

дой ячейки, энергия газа ячейки, что служит новым начальным условием для последующей итерации. Проверяется выполнение критерия пробы ($R_{\text{кр}}$ – сопротивление критическое): сравниваются рассчитанные значения электрической прочности дугового промежутка ($R_{\text{пр}}$) с критическим значением. При $R_{\text{пр}} < R_{\text{кр}}$ возникнет проба (или дуга не погаснет). Предварительная проверка поведения газа без дуги показывает хорошее соответствие законам физики в условиях высоких температуры и давления, а при наличии дуги удовлетворяет уравнению (14), при этом мощность дуги, рассеянная за счёт излучения, вводится коэффициентом излучения в процентах от мощности энергии дуги, выбираемой в соответствии с результатами опытов, отмеченных например в [9].

При достижении элегазом температуры диссоциации его плотность падает до минимума и при дальнейшем повышении температуры элегаз разлагается. Таким образом, полностью отражается физическая картина снижения концентрации частиц элегаза и разложения элегаза на компоненты по мере приближения к стволу дуги.

Методом расширения ячеек от шага к шагу на всём временном интервале были проведены расчёты дугогасительного устройства реального элегазового бакового выключателя на устойчивость к тепловому пробую. Данные вычисления были реализованы в рамках созданной программы в среде программирования Delphi, зарегистрированной органами сертификации РФ в качестве программы для ЭВМ [10]. Результатом является графическая динамическая интерактивная диаграмма, по которой можно определить значения температуры, тока, напряжения в каждый расчётный шаг времени, а также проводимость газа — искомую величину. Полученные данные заносились в таблицу Excel и рассчитывались графики процесса гашения дуги, которые и сравнивались с осциллограммами реальных испытаний из протоколов испытаний.

Таким образом, можно получить таблицу значений тока от времени, а также термодинамических характеристик газа с той дискретностью, которая была задана в программе. Например, в рассматриваемом случае, шаг расчёта принят равным 100 нс. Однако следует отметить, что слишком мелкая дискретизация при слишком большой длительности рассчитываемого процесса приведёт к значительному увеличению времени расчёта (более 2 ч) и более высоким требованиям к вычислительной технике (частота процессора и ёмкость жёсткого диска, объём оперативной памяти).

Для подтверждения изложенного сравним полученные результаты расчётов с экспериментальными данными, взятыми из протоколов реальных испытаний.

По результирующей таблице редактора Excel можно получить графики зависимостей скоростей газа от времени по сечениям сопла. Полученные графики для динамики отключения тока 30 кА и характеристики привода, близкой к зависимости $S = f(t)$ (время указано в микросекундах), можно обработать в табличном редакторе Excel.

Для расчёта заводилось графическое изображение кривой ПВН в масштабе (рис. 3,а).

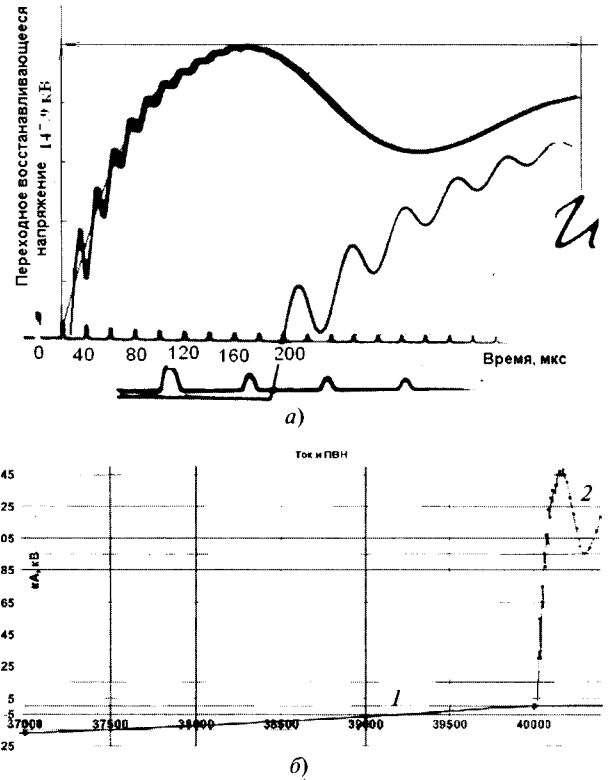


Рис. 3. Четырёхпараметрическая кривая ПВН с момента погасания дуг (шаг между пиками градуировочной кривой на диаграмме ПВН равен 20 мкс) (а) и гашение тока (1) и образование ПВН (2) при расчёте (б)

Проведём сравнение графика процесса коммутации, полученного расчётным путём, с экспериментальными зависимостями путём наложения одного графика на другой. Сделаем это на основе осциллограммы испытаний бакового выключателя типа ВЭБ-110 в НИИ УЭТМ, на которой зафиксирован процесс отключения тока 30 кА (режим отключение тока 75% номинального). Здесь же приведены данные, рассчитанные программой в масштабе, реальной осциллограммы с подстановкой оси времени, начиная с пика полуволны (рис. 4).

Во время последней полуволны тока в синтетической схеме запускается контур затягивания дуги, который вызывает искажение кривой отключаемого тока, что и видно на рис. 4. Расчётные данные не учитывают этот эффект, так как это не является отражением реальной действительности при отключении такого режима в сети. В то же время программа в неявном виде учитывает индуктивную составляющую внешнего контура в момент предгашения, что существенно снижает точность расчёта для этого режима. Фактическая точность без учёта искажения кривой тока (в этом случае совпадение синусоид будет полным) будет составлять примерно 20% по со-

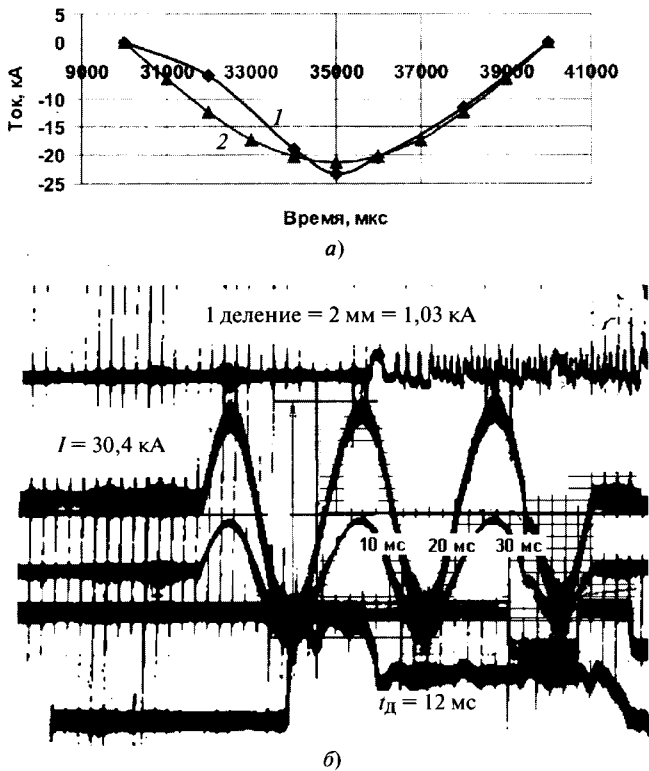


Рис. 4. Графики тока отключения в зависимости от времени (а: 1 – эксперимент; 2 – расчёт) и осциллограмма тока отключения (б)

противлению дугового промежутка, что отразится на температуре плазмообразующего газа.

По результатам протокола испытаний и расчёта процесс отключения признан успешным.

Рассмотрим пример процесса гашения дуги при номинальном токе отключения 40 кА выключателем типа ВГТ 110, имеющим такое же дугогасительное устройство, что и выключатель ВЭБ 110. Для моделирования этого процесса выбиралось рабочее давление элегаза 0,4 МПа, $R_{кр} = 18$ Мом, дугогасительная камера с гашением дуги по принципу автогенерации от выключателя типа ВГТ-110. В результате получили полуволну отключаемого тока показанную на рис. 5. Максимальное значение тока пост-дуги составило $-2,76$ кА, время горения дуги при этом составило 17,6 мс, измеренное по осциллограмме испытания 16 мс.

Максимальная коммутационная способность определялась по току отключения выключателя, имеющего такую же конструкцию дугогасительного устройства. Методом последовательного приближения были выбраны значения токов отключения 60 и 50 кА, при которых расчёты показали неуспешное гашение.

Далее было принято значение 45 кА, при этом было получено успешное отключение, однако значение тока пост-дуги в этом случае составило -5 кА. При токах отключения 47 и 46 кА было получено неуспешное гашение.

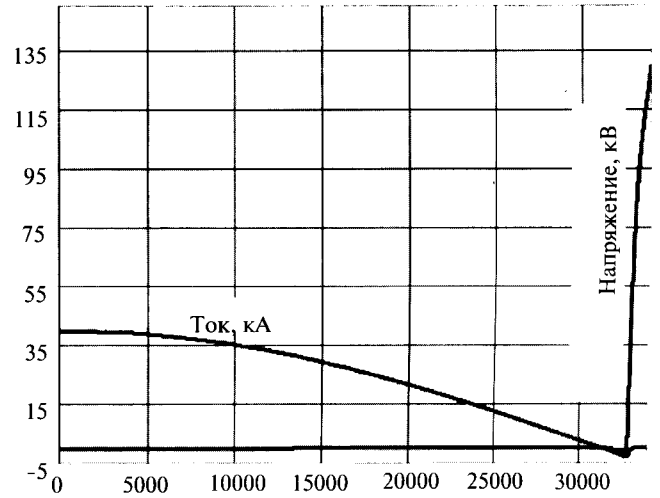


Рис. 5. Последняя полуволна отключаемого тока и начальная фаза ПВН

Таким образом, максимальный ток отключения данного выключателя, рассчитанный по программе, определён, и он равен 45 кА.

Выводы

1. Разработанная программа позволяет спрогнозировать коммутационный процесс для дугогасительного устройства заданной геометрии и оценить эффективность самого гасителя. Для расчёта других режимов гашения или другой геометрической конфигурации камеры необходимо делать перерасчёт начальных параметров, вводимых в программу и описанных в начале статьи.

2. Учитывая большое количество вероятностных явлений в дуговых процессах, можно утверждать, что применение математического моделирования процессов дугогашения не исключает необходимость проведения экспериментальных исследований, что показано также в [7], однако данные, получаемые в процессе моделирования, значительно облегчают работу исследователя, сокращают число экспериментов, и помогают анализировать полученные результаты, корректируя вводимые данные и физическую модель.

Список литературы

1. Публикация СИГРЭ № 47. Line-charging current switching of HV lines. Stresses and testing. Ч. 1 и 2. Рабочая группа 13.04. Октябрь, 1996.

2. Публикация СИГРЭ №135. State of the art of circuit-breaker modeling. Рабочая группа 13.01 комитета 13. Декабрь, 1998.

3. Дородницын А.А. Об одном методе численного решения нелинейных задач аэрогидродинамики // Труды III Всесоюзного математического съезда. Т.3. М.: АН СССР. 1958. С 447–453.

4. Швыдкий В.С., Ярошенко Ю.Г., Гордон Я.М. и др. Механика жидкости и газа. М.: ИКЦ «Академкнига». 2003.

5. Бородянский Г.А. О возможных приближенных уравнениях течения в канале газового потока, обдувающего дуговой разряд // Конвекция в каналах. Минск: ИТМО, АН СССР, 1971. С. 106–116.

6. Белоцерковский О.М., Давыдов Ю.М. Метод крупных частиц в газовой динамике. М.: Наука, 1982. С. 370.

7. Georges Bernard. Breaking by auto-expansion, E/CT, Cahier Technique Merlin Gerin № 171, 1995. Гренобль. С. 1–16

8. Электрические аппараты высокого напряжения с элегазовой изоляцией / Под ред. Ю.И. Вишневого. СПб.: Энергоатомиздат. Санкт-Петербургское отделение, 2002.

9. Hermann W., Kogelschatz U., Ragaller K., Shade E. Investigation of cylindrical, axially blown, high-pressure arc // J.Phys.D: Appl. Phys. 1974. Vol. 7. P. 607–619.

10. Свидетельство об официальной регистрации программы ЭВМ № 2006612254 от 30 июня 2006 г. Программа моделирования термогазодинамических процессов гашения дуги в дугогасительной камере заданной геометрии, применительно к высоковольтной аппаратуре (Программа моделирования процессов дугогашения) / А.С. Ильин.

Ильин Александр Сергеевич – аспирант Уральского Федерального Университета им. первого Президента России Б.Н. Ельцина. Окончил электротехнический факультет УГТУ-УПИ в 2000 г.

СИЛОВАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

Применение силовой электроники в установках депарафинизации нефтескважин

ИВАНОВ А.Г., АРЗАМАСОВ В.Л.

Рассматриваются особенности применения преобразователей частоты с автономными инверторами напряжения в установках депарафинизации нефтескважин.

Ключевые слова: нефть, силовая электроника, преобразователь частоты, автономный инвертор напряжения.

Роль силовой электроники в сочетании с информационной электроникой в экономике промышленно развитых стран непрерывно возрастает. Главными областями применения силовой электроники являются электротехнология, электроприводная техника, топливно-энергетический комплекс и др. Одной из актуальных задач электротехнологии в нефтедобывающей промышленности является депарафинизация нефтескважин с помощью установок электронагрева.

Отложения парафина в насосно-компрессорной трубе (НКТ) уменьшают её полезное сечение, что приводит к значительному снижению дебита нефтескважины, сокращению межремонтного периода, увеличению расхода электроэнергии при откачке и, как следствие, повышению себестоимости добываемой нефти. Эффективным методом очистки нефтескважин (НС) от парафина является способ прямого электронагрева, при котором в скважине с ис-

In the article application features of frequency converters with self-commutated voltage inverters in installations for dewaxing of wells are considered.

Key words: oil, power electronics, frequency converter, self-commutated voltage inverter.

пользованием НКТ, обсадной колонны и погружного контакта создают электрическую цепь, через которую пропускают регулируемый переменный электрический ток. Для снижения подводимого к цепи скважины напряжения, определяющего надёжность работы подземных изоляционных компонентов установки депарафинизации и уменьшения установленной мощности, целесообразно применение источника тока пониженной частоты 1–5 Гц [1–4]. Решение данной задачи может быть выполнено двумя путями: на основе непосредственного преобразователя частоты (НПЧ) или на основе преобразователя частоты (ПЧ) с использованием схемы «выпрямитель-автономный инвертор»

На рис. 1 представлена функциональная схема установки на базе НПЧ, основу которого составляет управляемый выпрямитель серийного тиристорного электропривода ЭПУ1М.

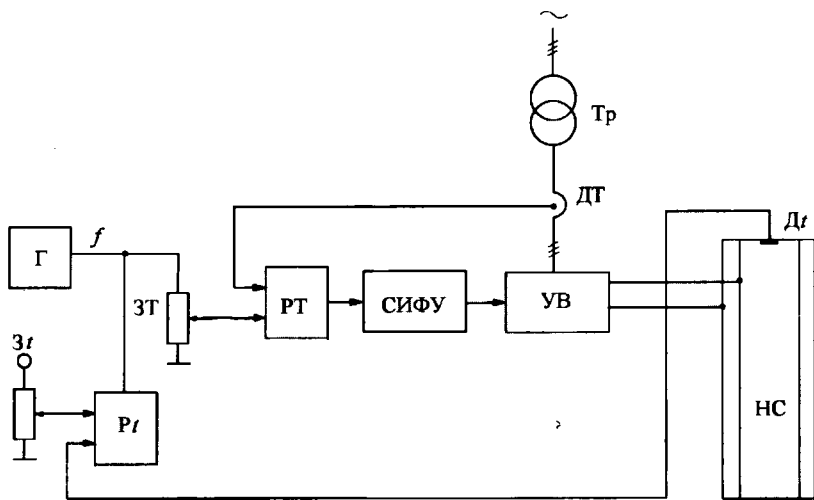


Рис. 1. Функциональная схема установки на базе НПЧ: *Tr* – трансформатор; *УВ* – управляемый выпрямитель; *Г* – генератор постоянной частоты *f*; *ДТ* – датчик тока; *Дт* – датчик температуры; *ЗТ* – задатчик тока; *Зт* – задатчик температуры; *РТ* – регулятор тока; *Рт* – регулятор температуры; СИФУ – система импульсно-фазового управления

Электрическая цепь *НС* представляет собой *RL*-нагрузку с распределёнными параметрами, а система регулирования – двухконтурную структуру с *РТ* и *Рт*. Задающим сигналом *РТ* является выходное напряжение генератора с частотой $f = 1 \div 5$ Гц, сигналом обратной связи – напряжение *ДТ*. Использование *РТ* позволяет ограничить значение тока при уменьшении сопротивления электрической цепи *НС* вследствие возможных замыканий в подземной части. Внешний контур регулирования содержит *Рт* на выходе *НС*, измеряемой датчиком *Дт*. Задание температуры нефти в устье *НС* осуществляется задатчиком *Зт*. Переменный ток низкой частоты *f* прямоугольной формы в электрической цепи *НС* позволяет резко уменьшить индуктивное сопротивление цепи и напряжение в скважине, а также снизить установленную мощность силового трансформатора. Данная система регулирования была внедрена ОАО «ВНИИР» в ОАО «Татнефть» в 1994–1999 гг. на нескольких нефтескважинах и обеспечила их высококачественную очистку от парафиновых отложений [2–4].

В настоящее время возможно создать более современную, экономичную и надёжную установку депарафинизации, имеющую меньшую стоимость.

На рис. 2 приведена функциональная схема такой установки на базе ПЧ с частотой *f*.

В отличие от схемы с НПЧ здесь отсутствует фазовое регулирование напряжения преобразователя, что обеспечивает

более высокий коэффициент мощности. Двухконтурная система регулирования аналогична системе по рис. 1, за исключением построения ПЧ, состоящего из выпрямителя (*В*), автономного инвертора напряжения (*АИН*) и системы управления *АИН* (*СУ*).

Применение традиционных *АИН* и автономных инверторов тока (*АИТ*) при низкой частоте *f*, большой нагрузке (до 500 А) с индуктивностью 8–10 мГн и постоянной времени $T_H \approx 40$ мс, что характерно для параметров нелинейной электрической цепи *НС*, технически нецелесообразно. Это обусловлено большими размерами конденсаторов фильтра в *АИН*, необходимых при регулировании тока для приёма

выпрямителем реактивной энергии, запасённой в индуктивности нагрузки, а также конденсаторов и сглаживающего реактора в *АИТ*. Ёмкость конденсаторов фильтра C_Φ в стандартном мостовом *АИН* [5]

$$C_\Phi = \frac{U_d T_H}{R \Delta U_C} \left(\frac{1 - e^{-T/2T_H}}{1 + e^{-T/2T_H}} - \ln \frac{2}{1 + e^{-T/2T_H}} \right), \quad (1)$$

где U_d – среднее значение выпрямленного напряжения; ΔU_C – допустимое повышение напряжения на конденсаторах фильтра; $T = 1/f$ – период выходного напряжения; $T_H = L/R$ – постоянная времени цепи нагрузки.

Так, для нашего случая при $f = 1$ Гц ($T = 1$ с), $R = 0,2$ Ом, $T_H = 40$ мс, $\Delta U_C \approx 0,1 U_d$ из (1) получим:

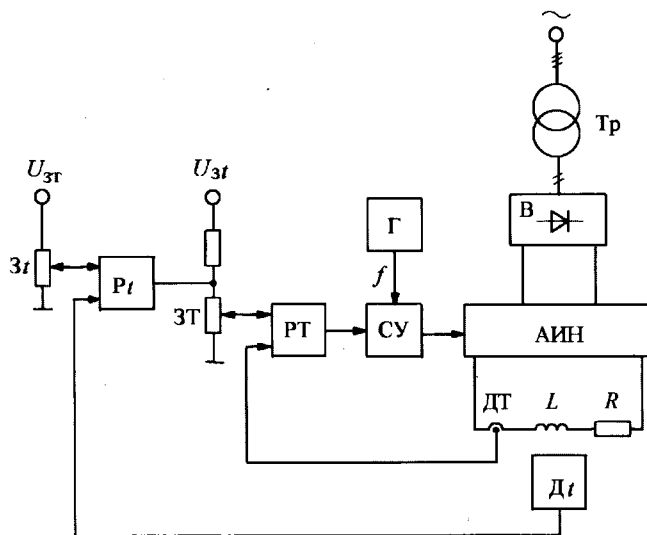


Рис. 2. Функциональная схема установки на базе ПЧ с *АИН*

$$C_{\phi} \approx \frac{U_d T_H}{R \Delta U_C} (1 - \ln 2) = 3,1 T_H / R, \quad (2)$$

что даёт $C_{\phi} = 620000$ мкФ. Такая ёмкость конденсаторов приводит к значительному увеличению габаритов и стоимости ПЧ и установки депарафинизации в целом.

Для устранения указанных недостатков нами предложены несколько новых силовых схем ПЧ и принцип управления, исключающий использование конденсаторов в АИН низкой частоты. Варианты исполнения АИН на транзисторах IGBT показаны на рис. 3, а, б, а на рис. 3, в, г – варианты исполнения АИН на транзисторах IGBT совместно с однооперационными тиристорами.

Рассмотрим более подробно работу ПЧ на основе одного из предлагаемых вариантов исполнения АИН.

ПЧ на рис. 4 содержит выпрямитель (В) и АИН, выполненный на однооперационных тиристорах $VS1, VS2$, транзисторах IGBT $VT1, VT2$ и антипараллельных диодах $VD1, VD2$. На

выходе АИН подключена RL -нагрузка. Управление силовыми ключами осуществляется системой управления (СУ), содержащей генератор тактовых импульсов (ГТИ) с выходными противофазными тактовыми импульсами (ТИ1, ТИ2) с частотой f , управляющий орган (УО) и два идентичных канала управления (КУ1, КУ2), в каждом из которых имеются формирователь импульсов (ФИ1) с запускающим входом и формирователь импульсов (ФИ2) с двумя входами – запускающим и управляющим.

Формирователь ФИ1 вырабатывает импульсы длительностью τ_1 , ФИ13 – импульсы длительностью τ_2 . Запускающие входы ФИ1, ФИ2 в каждом КУ соединены между собой и подключены соответственно к первому и второму противофазным выходам ГТИ, выходы ФИ1, ФИ2 подсоединены к соответствующим входам силовых ключей, выход УО подключён к управляющим входам ФИ2 в каждом канале.

Диаграммы работы АИН представлены на рис. 5, где $u(t), i(t)$ – мгновенные значения напряжения и тока в нагрузке. Управление сило-

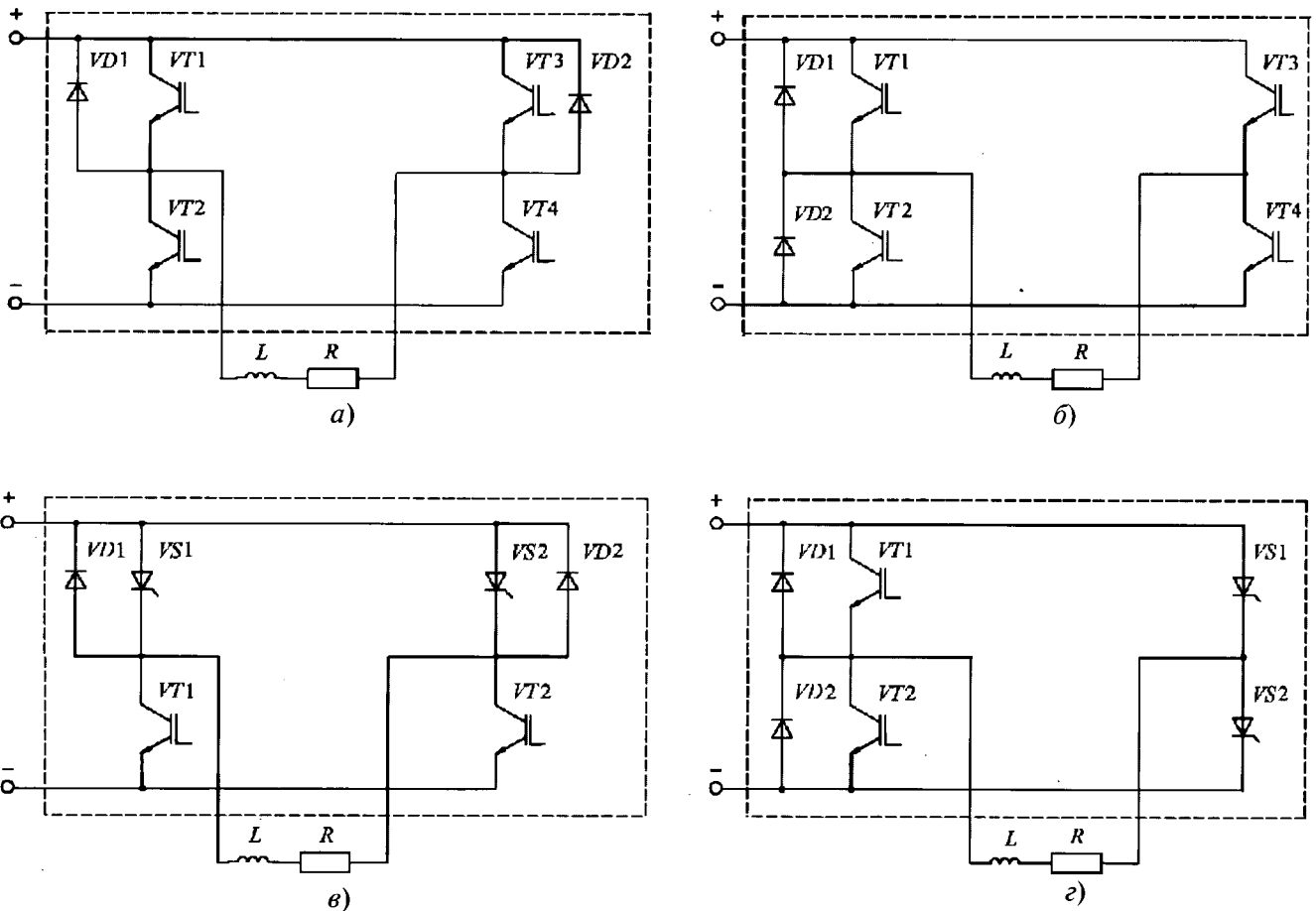


Рис. 3. Варианты исполнения АИН низкой частоты

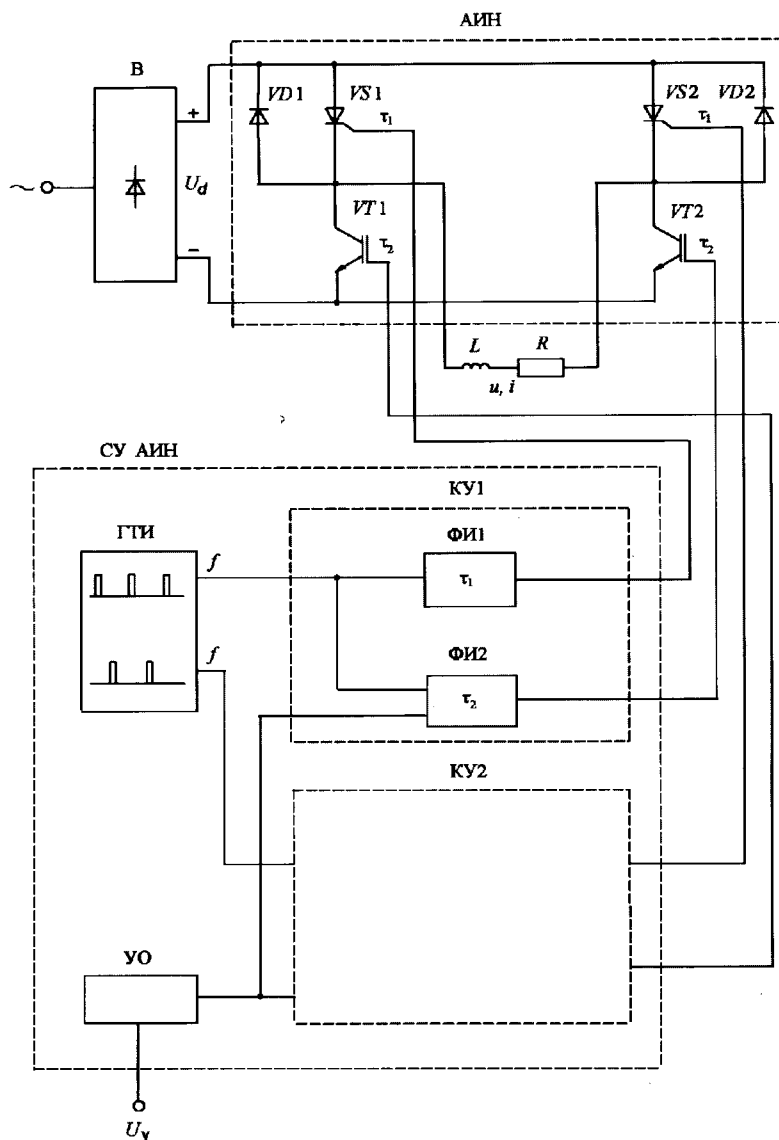


Рис. 4. Функциональная схема ПЧ

выми ключами осуществляется каналами управления КУ1, КУ2 с помощью импульсов разной длительности τ_1, τ_2 . Тиристоры $VS1, VS2$ управляются противофазными узкими импульсами длительностью τ_1 , достаточной для их включения, а транзисторы $VT1, VT2$ – противофазными широкими импульсами длительности τ_2 . В результате по окончании импульсов с длительностью τ_2 транзисторы закрываются, ток нагрузки замыкается и спадает до нуля соответственно через диод $VD2$ и тиристор $VS1$ в первый полупериод частоты f и через диод $VD1$ и тиристор $VS2$ во второй полупериод. В этом случае в диаграмме напряжения на RL -нагрузке имеется временной интервал $\Delta\tau_0$, равный суммарному времени спада тока нагрузки до нуля t_1 и временем задержки Δt . Включение следующей пары ключей про-

исходит после задержки Δt (несколько микросекунд), исключая одновременное включённое состояние ключей $VS1, VT1$ или $VS2, VT2$, что могло бы привести к закорачиванию выпрямителя В.

Управление другими вариантами АИН на рис. 3 имеет свою специфику с сохранением общего принципа работы.

Таким образом, в предложенных схемах АИН при низкочастотном управлении исключены габаритные конденсаторные фильтры.

Выходное напряжение АИН изменяется в функции управляющего сигнала U_y , определяющего длительность τ_2 . Действующее значение напряжения на выходе АИН

$$U = U_d \sqrt{\frac{\tau_2(p)}{\pi}} = U_d \sqrt{2f\tau_2(c)},$$

где $\tau_{2(p)}$ – регулируемая длительность импульса ФИ2, рад; $\tau_{2(c)}$ – регулируемая длительность импульса ФИ2, с; f – частота, Гц.

Для предлагаемого способа регулирования ПЧ максимальное значение частоты f_m определяется постоянной времени T_H цепи нагрузки следующим образом. Из рис. 4: $(T/2)_{\min} = 2t_1$; $t_1 \approx 3T_H$; $f_m \approx 1/T_{\min}$, откуда $f_m \approx 1/12T_H$.

В таблице приведены значения f_m в зависимости от T_H цепи нагрузки.

Постоянная времени T_H , мс	10	20	30	40
Максимальная частота f_m , Гц	8,32	4,16	3,0	2,08

В заключение отметим, что применение НПЧ позволяет получать более широкий диапазон частот, так как в нём ток спадает значи-

тельно быстрее из-за наличия противоЭДС инверторного режима. Однако в данном случае такой диапазон частот не требуется. Таким образом, предлагаемая система регулирования с различными вариантами АИН имеет лучшие энергетические и стоимостные показатели и может быть рекомендована для применения в установках депарафинизации нефтескважин.

Список литературы

1. Миронов Ю.М., Иванов А.Г., Арзамасов В.Л., Михайлов В.В. Оптимизация установок электронагрева для депарафинизации нефтескважин // Электричество. 2001. № 6. С.56–62.
2. Чаронов В.Я., Музагитов М.М., Иванов А.Г. и др. Проблема электронагрева нефтескважин при очистке их от отложившегося парафина // Электротехника. 1995. №12. С.46–48.
3. Чаронов В.Я., Иванов А.Г., Михайлов В.В. и др. Автоматизированная система электронагрева и депарафинизации нефтескважин. Альметьевск: Изд-во ОАО «Татнефть», 1998.

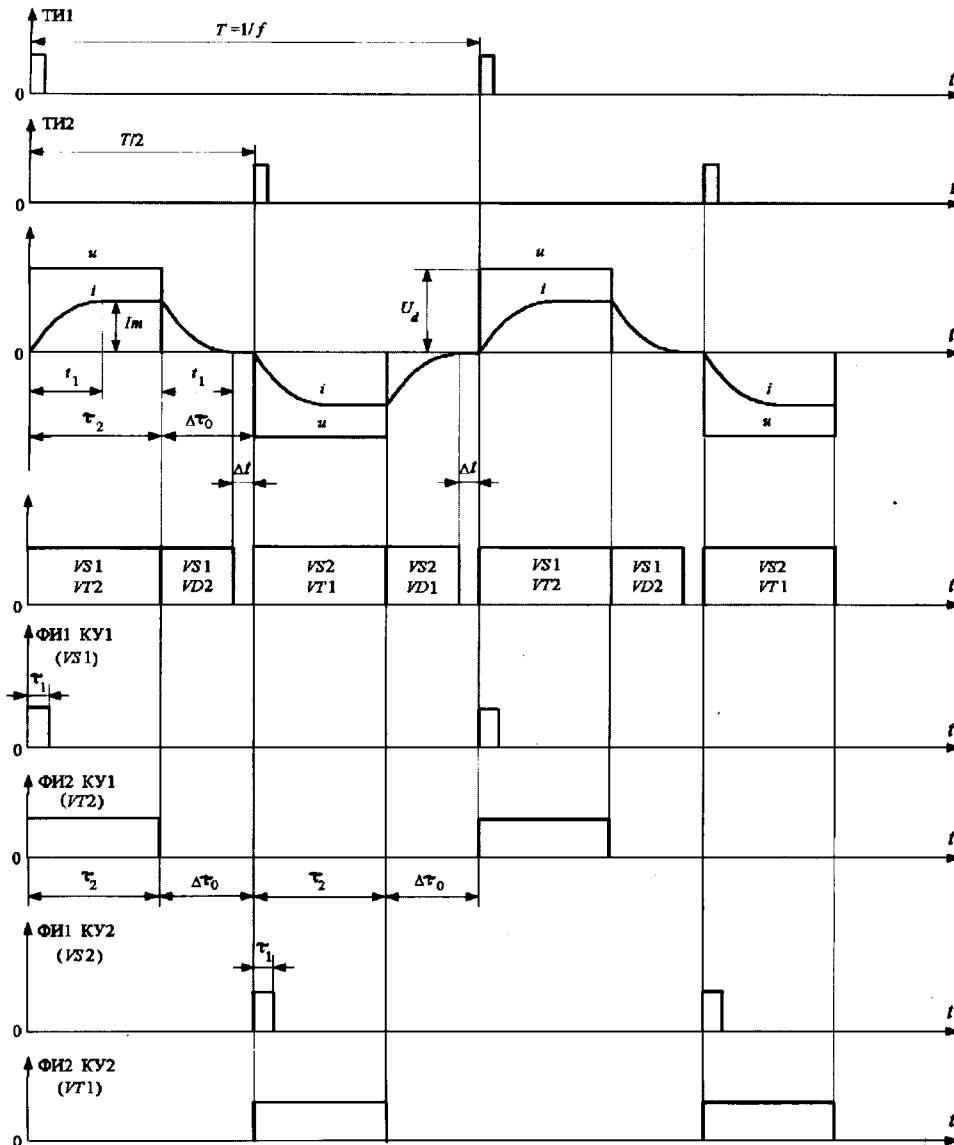


Рис. 5. Диаграммы работы АИН

4. Иванов А.Г., Арзамасов В.Л. Динамические электротепловые процессы в системе «НПЧ – электрическая цепь нефтескважины» // Материалы VII Всероссийской научно-технической конференции ИТЭЭ-2010 «Информационные технологии в электротехнике и электроэнергетике». Чебоксары, 2010. С.112–116.

5. Руденко В.С., Сенько В.И., Чижено И.М. Основы преобразовательной техники. М.: Высшая школа, 1980.

Иванов Александр Григорьевич – главный научный сотрудник ОАО «ВНИИР», профессор кафедры «Про-

мышленная электроника» Чувашского ГУ, доктор техн. наук. Окончил. электромеханический факультет Ивановского энергетического института им. В.И. Ленина в 1960 г. Защитил докторскую диссертацию по теме «Создание и исследование электротехнических систем с управляемыми выпрямителями для машиностроения и нефтедобычи» в 1998 г.

Арзамасов Владислав Леонидович – научный сотрудник ОАО «ВНИИР». Окончил факультет электрификации промышленности Чувашского ГУ в 1981 г.

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЁТЫ

Оценка остаточной намагниченности стальных изделий с малым размагничивающим фактором по коэрцитивной силе

САНДОМИРСКИЙ С.Г.

Разработана формула для расчёта остаточной намагниченности стальных изделий по коэрцитивной силе их материала и размагничивающему фактору N . Относительная погрешность расчёта для изделий с малым N (для которых известная формула приводит к физически неверным результатам) не превышает 30%.

Ключевые слова: ферромагнитное тело, намагничивание, размагничивающий фактор, остаточная намагниченность.

Остаточная намагниченность M_d , сохраняющаяся в промышленных и электротехнических изделиях после намагничивания до технического насыщения, может быть параметром для контроля их свойств или фактором, препятствующим их сварке или использованию по назначению. Она может возникнуть в изделии не только после воздействия сильного магнитного поля, но и после попытки размагнитить его убывающим по амплитуде переменным полем в присутствии слабого поля, например поля Земли [1].

Для расчёта M_d по коэрцитивной силе H_c , намагниченности насыщения M_S и остаточной намагниченности M_r материала и размагничивающему фактору N изделия Р.И. Янус воспользовавшись аппроксимацией Фрелиха изменения намагниченности на нисходящей ветви предельной петли гистерезиса ферромагнитного материала, получил при $H_e=0$ следующее выражение [1]:

A formula is elaborated for computing the remanent magnetization of steel products based on coercive force of their material and the demagnetization coefficient N . The relative error of the calculation for products with a small N (for which a know formula leads to physically incorrect results) is less than 30%.

Key words: ferromagnetic body, magnetization, demagnetization coefficient, remanent magnetization.

$$M_d = \frac{M_S(H_c + NM_r)}{2NM_r} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4M_r^2 NH_c}{M_S(H_c + NM_r)^2}} \right], \quad (1)$$

где H_e – напряжённость внешнего намагничивающего поля.

Обоснованность использования (1) для расчёта M_d изделий с малым N в сопоставлении с другими известными формулами экспериментально и аналитически показана в [2, 3].

В настоящее время разработаны достаточно точные формулы для расчёта N изделий простой формы [4, 5]. Однако широкое применение (1) в практических расчётах сдерживает отсутствие необходимых справочных данных о магнитных свойствах сталей. Наиболее полно в справочной литературе представлена H_c . По-видимому, это следствие того, что H_c является единственным магнитным параметром материала, измерение которого допускается на образцах в разомкнутой магнитной цепи [6]. Так, в [7] содержится необходимая информация, но исследовано всего 14 сталей. Для

большинства сталей [8, 9] информация о M_r не представлена. В некоторых случаях в научной и справочной литературе (например, на рис. 12.1 в [9]) под видом M_r (или остаточной индукции B_r) сталей представлены результаты измерения этого параметра на образцах в разомкнутой магнитной цепи.

Целью статьи является разработка формулы для расчёта остаточной намагниченности стальных изделий M_d с малым размагничивающим фактором N по коэрцитивной силе H_c их материала.

Аналитические упрощения

Для изделий с большим N поставленная задача решена в [1], где при выполнении условия

$$M_S(H_c + NM_r)^2 \gg 4M_r^2NH_c \quad (2)$$

получено:

$$M_d \approx \frac{H_c M_r}{H_c + NM_r} \left[1 + \frac{NM_r^2 H_c}{M_S(H_c + NM_r)^2} \right], \quad (3)$$

а при выполнении условия

$$NM_r \gg H_c \quad (4)$$

получено:

$$M_d \approx \frac{H_c}{N}. \quad (5)$$

Но (3) для расчёта требует знания тех же магнитных параметров материала, что и (1), а (5) для изделий с малым N , когда условие (4) не выполняется, приводит к чрезмерно большим погрешностям расчёта. При $N \rightarrow 0$ формула (5) не имеет физического смысла, так как при расчёте приводит к $M_d \rightarrow \infty$.

При $H_e = 0$ получим:

$$M_r = \frac{M_d}{1 - \frac{M_d N}{H_c} \left(1 - \frac{M_d}{M_S} \right)}. \quad (6)$$

Из (6) при выполнении условия

$$M_S \gg M_d \quad (7)$$

$$M_d \approx \frac{M_r}{1 + \frac{NM_r}{H_c}} \quad (8)$$

Формула (8), в отличие от (1) и (3), для расчёта M_d требует знания не трёх, а двух магнитных параметров материала – H_c и M_r , а в отличие от (5) при $N \rightarrow 0$ приводит к физически верному значению $M_d = M_r$. Это является следствием того, при $N \rightarrow 0$ знак неравенства в условии (4) изменяется на противоположный для любых материалов, а условие (7), пусть и не всегда жёстко, выполняется для изделий любых размеров и материалов.

Для сопоставления результатов расчёта M_d изделий различных размеров и материалов по формулам (1), (5) и (8) запишем эти формулы в виде:

$$M_d = M_r \frac{1 + \xi}{2\xi K_{\Pi}} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4\xi K_{\Pi}}{(1 + \xi)^2}} \right]; \quad (1')$$

$$M_d \approx \frac{M_r}{\xi}; \quad (5')$$

$$M_d \approx \frac{M_r}{1 + \xi}; \quad (8')$$

где $\xi = \frac{M_r N}{H_c}$; $K_{\Pi} = \frac{M_r}{M_S}$ – коэффициент «прямоугольности» петли гистерезиса.

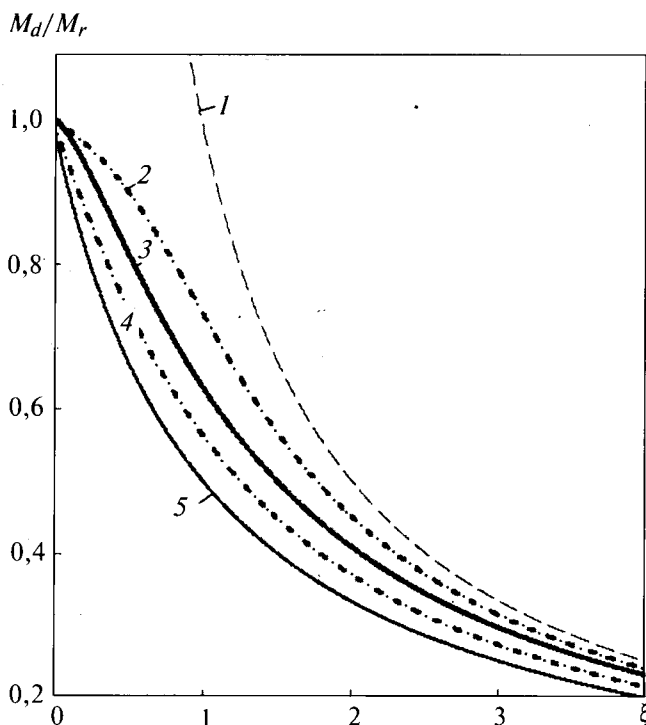


Рис. 1. Расчётная зависимость остаточной намагниченности M_d изделий от обобщённого параметра ξ : 1 – по формуле (5'); 2 – по (1') при $K_{\Pi} = 0,866$; 3 – по (9); 4 – по (1') при $K_{\Pi} = 0,4$; 5 – по (8)

В соответствии с данными [7–10] диапазон возможного изменения K_{Π} сталей составляет: $0,4 \leq K_{\Pi} \leq 0,8$. Теоретические расчёты [11] приводят к следующему диапазону возможного изменения K_{Π} : $0,5 \leq K_{\Pi} \leq 0,866$.

На рис. 1 результаты расчёта M_d изделий во всём возможном диапазоне изменения K_{Π} их материалов по формуле (1') сопоставлены с результатами расчёта M_d по формулам (5') и (8').

Анализ полученных результатов показывает, что расчёт M_d по (5') для всех материалов приводит к завышенным, по сравнению с расчётом по (1'), результатам. При $\xi < 1$ результаты расчёта M_d по (5') теряют физический смысл: M_d становится больше, чем M_r материала, что невозможно.

Расчёт M_d по (8') для всех материалов приводит к заниженным, по сравнению с расчётом по (1'), результатам. Максимальное отклонение между результатами расчёта по (1') и (8') при $\xi = 1$ и составляет – 32% для материалов с $K_{\Pi} = 0,866$ и – 12% для материалов с $K_{\Pi} = 0,4$. Учитывая физически верные результаты расчёта по (8') во всём возможном диапазоне изменения размагничивающего фактора $0 \leq N \leq 1$, формулу (8') можно было бы рекомендовать для использования в технических расчётах вместо формулы (1).

Но представленные на рис. 1 результаты показывают, что существенно меньшие погрешности расчёта M_d во всём возможном диапазоне изменения N для любых материалов получены при использовании модификации формулы (8')

$$M_d \approx \frac{M_r}{(1 + \xi^{1,5})^{2/3}} \quad (9)$$

При $K_{\Pi} = 0,6$ расчёт по (1) и (9) приводит к практически одинаковым результатам, а при $K_{\Pi} = 0,866$ и $K_{\Pi} = 0,4$ максимальное расхождение в результатах расчёта по (1) и (9) при $\xi = 1$ и составляет не более $\pm 14\%$. Отметим, что и при больших N результаты расчёта M_d по (9) ближе к результатам расчёта M_d по (1), чем результаты расчёта по (5). Все это делает целесообразным использовать для дальнейшей модификации формулу (9).

Анализ взаимосвязи M_r и H_c сталей

Проанализируем возможность количественно охарактеризовать пределы изменения M_r и наиболее вероятное значение M_r сталей во взаимосвязи с их H_c . Для анализа воспользу-

емся результатами измерения M_r и H_c сталей 30, 45, 27СГ, 10ХСНД, 15ХН5МФ, 25Х1МФ, 30ХГСА, 30ХГСНА, 30ХМА, 38ХГН, 38ХМЮА, 38ХС, 40Х, 45Х, 40Х1НВА, 50ХНМ, 50ХН1М, 40Х10С2М, 12Х2Н4А, 12Х2Н4А цементированной, 18Х2Н4ВА, 18Х2Н4ВА цементированной, 18ХГТ, 30ХН3А, 30ХМА, 60С2, 65Г, У7А, У10А, 95Х18 и 9ХГВ после различных режимов отпуска и закалки, а также отожжённых углеродистых сталей. Используются 593 результата измерения M_r и H_c из рис. 1–48 [7], табл.2 [10] и табл. 1.1, 3.1, 7.2, 9.1, 14.1–14.4, 16.1–16.2, 17.2, 18.4, 21.1, 21.2, 22.1, 22.2, 24.3, 24.4, 26.2, 28.2, 35.1, 35.2, 36.1, 36.2, 51.5–51.8 [8] (опечатки в [8] исправлены: в табл. 9.1, 14.1–14.3, 17.2, 35.1, 35.2, 36.1, 36.2 данные о M_r представлены в килоамперах на метр, а не в амперах на сантиметр). По диапазону $200 \text{ кА/м} \leq M_r \leq 1400 \text{ кА/м}$; $71 \text{ А/м} \leq H_c \leq 7430 \text{ А/м}$ исследованные материалы охватывают практически весь диапазон изменения магнитных свойств сталей.

Полученная зависимость $M_r(H_c)$ исследованных сталей приведена на рис. 2. Анализ полученных результатов показывает, что практически все значения M_r сталей заключены в следующем диапазоне их изменения:

$$80(1 - 10^{-4} H_c) \cdot 10^4 \leq M_r \leq 150(1 - 10^{-4} H_c) \cdot 10^4. \quad (10)$$

Среднее значение возможного диапазона (10) изменения M_r может быть рассчитано по формуле

$$M_r = 115(1 - 10^{-4} H_c) \cdot 10^4. \quad (11)$$

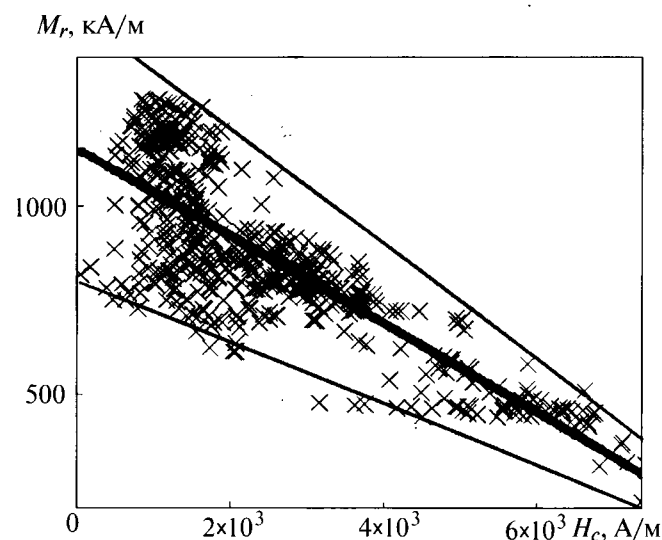


Рис. 2. Зависимость остаточной намагниченности M_r сталей от их коэрцитивной силы H_c . Экспериментальные точки для 593 сталей и функциональные зависимости по (10) и (11)

Анализ результатов расчёта остаточной намагниченности стальных изделий с малым размагничивающим фактором по H_c

их материала

С учётом (9) и (11) получим формулу для расчёта M_d стальных изделий с любым N по H_c их материала:

$$M_d \approx \frac{115(1-10^{-4} H_c) \cdot 10^4}{\left\{ 1 + \left[115N \left(\frac{1}{H_c} - 10^{-4} \right) \cdot 10^4 \right]^{1,5} \right\}^{2/3}} \cdot (12)$$

На рис. 3 представлены результаты расчёта по (12) зависимостей M_d цилиндров из сталей с $H_c = 500$; 1000 и 3000 А/м от отношения λ длины L к диаметру D цилиндров. В соответствии с рекомендациями [4], расчёт зависимости $N(\lambda)$ цилиндров проведён по формуле К. Вармута:

$$N \approx \mathcal{E}(\lambda)k(\lambda),$$

где $k(\lambda) = \frac{1 + 2,35 \ln(1 + 0,137\lambda)}{1 + 2,28 \ln(1 + 0,284\lambda)}$;

$$\mathcal{E}(\lambda) = \frac{1}{\lambda^2 - 1} \left[\frac{\lambda}{\sqrt{\lambda^2 - 1}} \ln(\lambda + \sqrt{\lambda^2 - 1}) - 1 \right] \text{ для } \lambda > 1.$$

Возможные диапазоны изменения M_d цилиндров в соответствии с диапазоном (12) изменения M_r сталей приведены на рис.3 пунктиром.

Представленные на рис. 2 результаты показывают, что относительная погрешность определения M_d цилиндров по формуле (12), обусловленная возможным диапазоном изменения M_r сталей, не превышает 30%.

В качестве **примера практического использования** разработанной формулы (12) проведём с её помощью оценку M_d трубок с $D=20$ мм, толщиной стенки $\delta=1$ мм, $L=200$ и 500 мм из стали 18ХГТ, отпущенной при 400 °С после закалки. Из [7, рис. 15] определим: $H_c \approx 1473$ А/м. Расчёт центрального коэффициента N размагничивания трубок проведём по формуле [4]:

$$N \approx h(2-h)\mathcal{E}(\lambda)k(\lambda),$$

где $h=2\delta/D$.

Значения N трубок равны 0,002869 и 0,0006915.

Расчёт по (12) позволяет получить для исследуемых трубок значения $M_d = 414$ и 818 кА/м, которые только на +7 и +10% отличаются от результатов расчёта M_d по (1), для

проведения которого было необходимо воспользоваться справочными данными о M_r и M_S стали 18ХГТ (по [7, рис. 13, 14] $M_r \approx 915$ кА/м, $M_S \approx 1639$ кА/м). Отметим, что расчёт по формуле (5) для исследуемых трубок при-

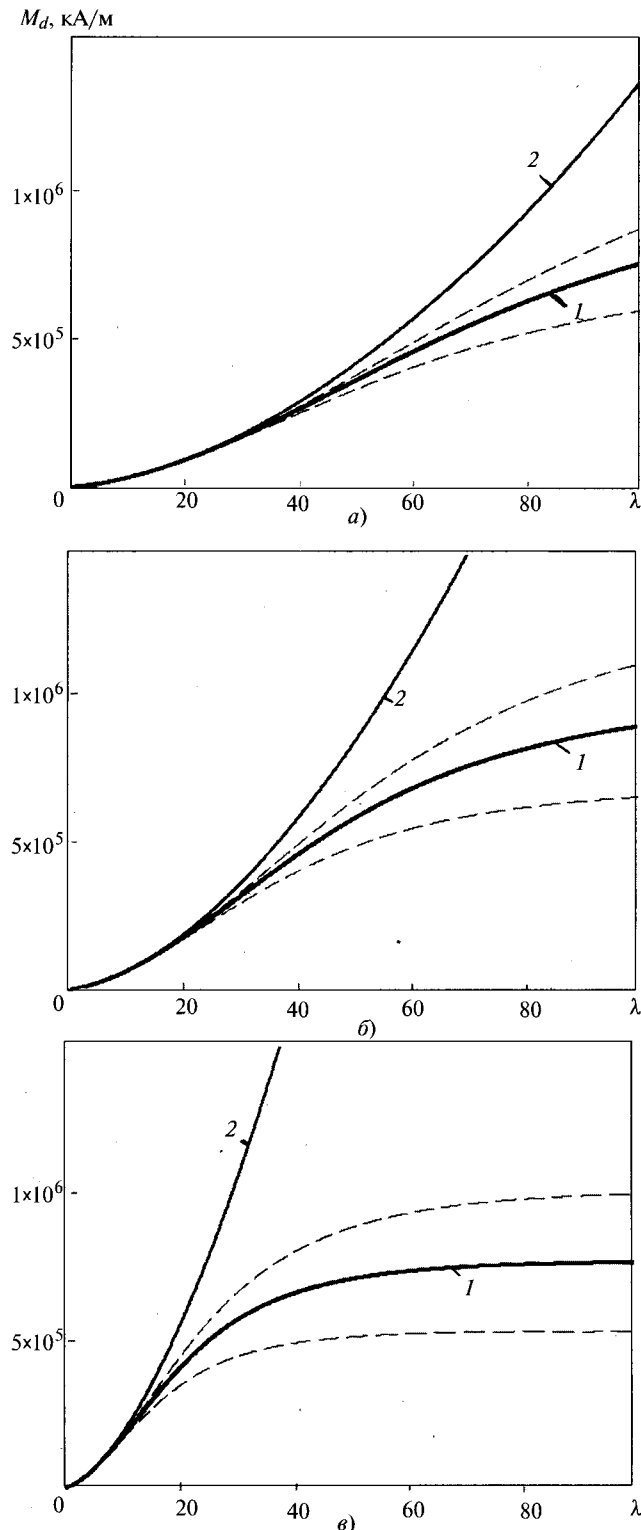


Рис. 3. Зависимость остаточной намагниченности M_d цилиндров из сталей с $H_c = 500$ А/м (а); 1000 А/м (б) и 3000 А/м (е) от отношения λ длины к диаметру цилиндров: 1, 2 – расчёт соответственно по (12) и (5); --- диапазон изменения M_d при возможном по (10) диапазоне изменения M_r сталей

водит к результатам (513 и 2130 кА/м), завышенным на +32% (для первой трубки) и лишённым физического смысла (для второй).

Выводы

1. Формула (12) может быть рекомендована для расчёта остаточной намагниченности M_d стальных изделий по коэрцитивной силе H_c их материала и размагничивающему фактору N . При этом относительная погрешность расчёта для изделий с малым N (для которых известна формула Р.И. Януса (5) приводит к физически неверным результатам) не превышает 30%.

2. Формула (9) может быть рекомендована для расчёта M_d изделий по H_c , остаточной намагниченности M_r их материала и N . При этом относительная погрешность расчёта для изделий с малым N не превышает 14%.

Список литературы

1. Янус Р.И. Магнитная дефектоскопия. М.-Л.: Гостехиздат, 1946.
2. Сандомирский С.Г. Чувствительность остаточной намагниченности ферромагнитных изделий к магнитным характеристикам их материалов и геометрическим параметрам // Дефектоскопия. 1990. № 12. С. 53–59.
3. Сандомирский С.Г. Остаточная намагниченность ферромагнитного тела, намагниченного в разомкнутой магнитной цепи // Дефектоскопия. 1997. № 8. С. 53–59.
4. Сандомирский С.Г. Рекомендации по применению в технических расчетах формул для центрального коэффициента размагничивания сплошных и полых цилиндров, стержней и пластин из материала с высокой магнитной проницаемостью

(обзор) // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. 2008. № 3. С. 38–46.

5. Сандомирский С.Г. Анализ формул для расчёта центрального коэффициента размагничивания полых цилиндров из материала с высокой магнитной проницаемостью при намагничивании ортогонально образующей // Электротехника. 2008. № 3. С. 45–51.

6. ГОСТ 8.377–80 Материалы магнитомягкие. Методика выполнения измерений при определении статических магнитных характеристик. М.: Изд-во стандартов, 1986.

7. Белов Н.Я., Вишнякова Е.М., Лаврентьев Л.С. и др. Магнитные и электрические свойства конструкционных и низколегированных сталей. Л.: Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1969.

8. Бида Г.В., Ничипурук А.П. Магнитные свойства термообработанных сталей. Екатеринбург: УрО РАН, 2005.

9. Неразрушающий контроль: Справочник. Под общ. ред. В.В. Клюева. Т.6, кн.1. М.: Машиностроение, 2006.

10. Михеев М.Н., Морозова В.М. Магнитные и электрические свойства стали после различных видов термообработки. М.: ОНТИ по приборостроению ЦНИИКА, 1964.

11. Тикалзуми С. Физика ферромагнетизма. Магнитные характеристики и практические применения. М.: Мир, 1987.

Сандомирский Сергей Григорьевич – главный научный сотрудник Объединённого института машиностроения Национальной академии наук Беларуси, доктор техн. наук, доцент. Окончил физический факультет Белорусского государственного университета в 1978 г. Защитил кандидатскую диссертацию по теме «Импульсный магнитный метод контроля механических свойств движущихся стальных объектов стержневой формы» в 1985 г. в Институте прикладной физики НАН Беларуси (г. Минск). Докторскую диссертацию по теме «Магнитный контроль механических свойств движущихся малогабаритных изделий» защитил в 1993 г. в Институте интроскопии МНПО «Спектр» (г. Москва).

Определение резонансной частоты нагруженного колебательного контура с учётом потерь от вихревых токов

АХМЕДОВА Т.А.

Получено аналитическое выражение магнитного потока, позволяющее определить резонансную частоту колебательного контура в зависимости от его активных и реактивных сопротивлений, электромагнитных параметров магнитной системы датчика.

Ключевые слова: автогенератор, колебательный контур, робототехнический комплекс, магнитопровод, индуктивность.

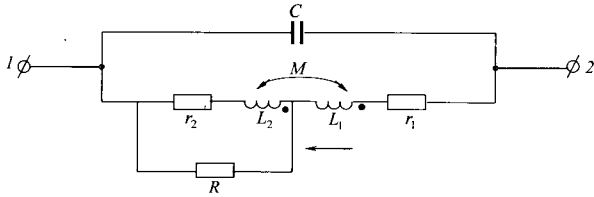
В системах управления робототехнических комплексов в области металлургии в качестве первичных элементов используют частотный датчик расстояний электромагнитного типа [1,2]. Датчик представляет собой LC-автогенератор, имеющий трёхточечный колебательный

Analytical expression of magnetic flux giving a change the dependence of parameters of magnetic system, active and reactive resistances of resonance frequency of oscillatory circuit have been got in the article.

Key words: excited oscillator, oscillator, circuitrobotics system, magnetic circuit, inductance.

контур. В определённой части индуктивности этого контура в виде нагрузки включено активное сопротивление R , являющееся входным сопротивлением цепи обратной связи автогенератора. Схема LC-колебательного контура представлена на рисунке, где индуктивности

L_1 и L_2 являются индуктивностями магнитной системы со сплошным магнитопроводом [3,4].



На рисунке C – ёмкость колебательного контура; L_1, L_2, M – соответственно собственные и взаимная индуктивности; R – входное сопротивление усилительной части автогенератора; r_1, r_2 – омические сопротивления катушки.

К зажимам $1,2$ колебательного контура подаётся напряжение обратной связи от цепи автогенератора, частота колебания которого близка к собственной частоте колебательного контура. Поэтому в данной статье рассматривается определение собственной частоты колебательного контура при наличии магнитных потерь от вихревых токов. Рассмотрен расчёт электромагнитной системы датчика расстояния и найдено выражение магнитного потока, пронизывающего обмотки с индуктивностями L_1 и L_2 . Полученный магнитный поток представляется в виде

$$\underline{\Phi} = \frac{\mu_{и} \mu_0 (\pi D + a) (1 - e^{-k_{и} \Delta_{и}}) I_w}{k_{и} [a(1 + m_1) + h(b_1 + m_2 m_3)]}, \quad (1)$$

где I – ток возбуждения индуктивной катушки; w – число витков обмотки; D – диаметр индуктивной катушки; a – диаметр поперечного сечения обмотки; h – расстояние между изделием и основанием датчика; $\Delta_{и}$ – толщина изделия; $\mu_{и}$ – относительная магнитная проницаемость изделия, которая определяется местом нахождения датчика; $k_{и} = \sqrt{j\omega \gamma_{и} \mu_{и} \mu_0}$; $\gamma_{и}$ – удельная проводимость изделия; μ_0 – магнитная постоянная;

$$m_1 = \frac{4(\pi D + a)(1 - e^{-k_{и} \Delta_{и}}) \ln \frac{1+n}{2}}{\pi D^2 k_{и} \left[\frac{e}{1+n^2} - \ln \frac{2\sqrt{e}}{1+n} \right]}; \quad (2)$$

$$m_2 = \frac{\mu_1 (\pi D + a) (1 - e^{-k_1 \Delta_1}) \ln \frac{1+n}{2}}{\pi a^2 k_1 \left[\left(\frac{1+n}{n} \right)^2 - \ln \frac{(1+n)e}{n} \right]}; \quad (3)$$

$$m_3 = \frac{k_1 \mu_{и} (1 - e^{-k_{и} \Delta_{и}})}{k_{и} \mu_1 (1 - e^{-k_1 \Delta_1})}; \quad (4)$$

$n = \frac{2a}{D}$; e – основание натурального логарифма;

$k_1 = \sqrt{j\omega \gamma_1 \mu_1 \mu_0}$; γ_1 – удельная проводимость основания катушки; μ_1 – относительная магнитная проницаемость основания катушки; Δ_1 – толщина основания; ω – угловая частота тока возбуждения.

Для реальных конструкций датчиков толщины оснований разные. Толщина основания выбрана равной $5 \cdot 10^{-3} m$, а толщина изделия меняется от $5 \cdot 10^{-3} m$ до $10^{-2} m$. Материалы основания и изделия входят в класс конструкционной стали. Поэтому можно принять, что $k_1 = k_{и} \approx k = \sqrt{j\omega \mu \mu_0}$ т.е. $\mu_1 = \mu_{и} \approx \mu$, $\gamma_1 = \gamma_{и} \approx \gamma$.

Так как созданный датчик работает на переменном токе с частотой $10^4 - 10^5$ Гц, то легко выполняются следующие неравенства:

$$e^{-\gamma_1 \Delta_1} \ll 1; \quad e^{-\gamma_{и} \Delta_{и}} \ll 1. \quad (5)$$

Необходимо отметить, что отношение $\frac{2a}{D} = n$ весьма малая величина и выполняются неравенства

$$1 \gg n^2; \quad \left(\frac{1+n}{n} \right)^2 \gg \ln \frac{(1+n)e}{n}; \quad (1+2n) \gg n^2. \quad (6)$$

С учётом (5), (6) в (2)–(4), из (1) после некоторых преобразований получаем:

$$\underline{\Phi} = \frac{\mu \mu_0 (\pi D + a) I_w}{k \left[a \left(1 - n_2 \frac{4 \ln \frac{2}{1+n}}{2 - \ln \frac{2\sqrt{e}}{1+n}} \right) + h M_2 \left(\frac{\mu n^2 \ln \frac{1+n}{n}}{n_1} - \frac{4 \ln \frac{2}{1+n}}{2 - \ln \frac{2\sqrt{e}}{1+n}} \right) \right]}, \quad (7)$$

где

$$k = \sqrt{j\omega \mu \mu_0} = \sqrt{\frac{\omega \mu \mu_0}{2}} (1 + j) = k_m (1 + j); \quad n_1 = \left(\frac{a}{D} \right)^2;$$

$$n_2 = \frac{\pi D + a}{\pi D^2 k (1 + 2n)}$$

Зная зависимость магнитного потока от геометрических размеров датчика, изделия и от магнитных и электрических параметров магнитопроводов и катушки, можно определить комплексное сопротивление индуктивной

части датчика по конструкции, приведённой в [4]:

$$Z = r_1 + j\omega(L + M) + \frac{[j\omega(L_2 + M) + r_2]R}{j\omega(L_2 + M) + R + r_2}.$$

После некоторых преобразований

$$Z = X_p + jX_a, \quad (8)$$

где

$$X_p = R_1 + \frac{(R_2 R_3 + \omega^2 L_{2a}^2)R}{R_2^2 + \omega^2 L_{2a}^2}; \quad (9)$$

$$X_a = \omega L'_{1a} + \frac{\omega L'_{2a}(R_2 - R_3)R}{R_2^2 + \omega^2 L_{2a}^2}. \quad (10)$$

Здесь

$$\begin{aligned} R_1 &= r_1 + \omega L'_{1p}; \quad R_2 = r_2 + R + \omega L'_{2p}; \\ R_3 &= r_2 + \omega L'_{2p}; \quad L'_{1p} = L_{1p} + M_p; \\ L'_{2p} &= L_{2p} + M_p. \end{aligned} \quad (11)$$

Теперь переходим к определению резонансной частоты колебательного контура, приведённого на рисунке.

Полная проводимость колебательного контура, приведённого на рисунке, с учётом (8)

$$Y = \frac{X_p}{X_p^2 + X_a^2} + j \left(\omega C - \frac{X_a}{X_p^2 + X_a^2} \right). \quad (12)$$

Из (12) условие резонанса представляется в виде:

$$\omega C - \frac{X_a}{X_p^2 + X_a^2} = 0$$

или

$$\omega C(X_p^2 + X_a^2) - X_a = 0. \quad (13)$$

Учитывая (9)–(11) в (13), после некоторых преобразований получаем:

$$\omega^6 d_6 + \omega^5 d_5 + \omega^4 d_4 + \omega^3 d_3 + \omega^2 d_2 + \omega d_1 + d_0 = 0,$$

где $d_0, d_1, d_2, d_3, d_4, d_5, d_6$ зависят от параметров магнитной системы и схемы автогенератора.

Для реальных геометрических размеров магнитной системы и параметров схем автогенератора, пренебрегая членами, являющимися бесконечно малыми, находим приближённые выражения частоты автогенератора, удовлетворяющие точности проектирования:

$$\begin{aligned} \omega &= \sqrt[3]{\frac{3(r_2 + R)(L_{1a} + M_a)(L_{2p} + M_p)}{C[(L_{2p} + M_p)^2 + (L_{2a} + M_a)^2]}} \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{1}{\sqrt{[(L_{1a} + M_a)^2 + (L_{1p} + M_p)^2]}}, \end{aligned} \quad (14)$$

где C – ёмкость колебательного контура; r_2, R – параметры схемы автогенератора.

Формула (14) позволяет определить резонансную частоту колебательного контура в зависимости от электромагнитных параметров магнитной системы датчика.

Разработанные устройства применены в производстве испарителей бытовых холодильников в качестве датчиков наличия заготовки на различных участках технологических линий.

Список литературы

1. Конохов Н.Е, Медников Ф.М, Нечаевской М.Л. Электромагнитные датчики механических величин. М.: Машиностроение, 1987.
2. Колонтаевский Ю.Ф. Радио-Электроника М.: Высшая школа, 1988.
3. Мамедов Ф.И, Набиев М.А., Ахмедова Т.А. Определение параметров индуктивного датчика положения со сплошным магнитопроводом // Электротехника. 1990. №4.
4. Мамедов Ф.И., Ахмедова Т.А. Определение основных электромагнитных параметров датчика расстояния // Электротехника. 2009. №4. С. 24–28.

Ахмедова Тамелла Ахмед кызы – заведующая кафедрой «Электротехника» Сумгаитского ГУ, доцент, канд. техн. наук. Окончила Институт Нефти и Химии им. М. Азизбекова по специальности электроснабжение промышленных предприятий городов и сельского хозяйства в 1983 г. Защитила диссертацию по теме «Разработка и исследование электромагнитных датчиков расстояния для робототехнических комплексов и гибких автоматизированных производств» в 1991 г.

К уточнению расчёта электродинамической силы отброса контактов

ОСТРЕЙКО В.Н.

Уточнена известная формула расчёта силы отброса электрических контактов (силы сужения Двайта) путём исключения из этой формулы неопределённого коэффициента.

Ключевые слова: электрический контакт, электродинамическая сила сужения, сила контактного нажатия.

В любом электрическом аппарате, содержащем разъёмные контакты, должна обеспечиваться компенсация электродинамической силы их отброса при токах КЗ. На этапе проектирования аппарата (например, разъединителя или выключателя) эту задачу целесообразно решать путём расчётов, учитывающих основные конструктивные и электромагнитные факторы. Однако несмотря на давность и важность данной задачи, разработанные для её решения расчётные методики носят весьма приближённый (оценочный) характер [1,2]. Это обусловлено электромагнитной сложностью задачи, её конструктивным многообразием и неопределённостью истинных характеристик контакта. Настоящая работа посвящена уточнению одной из расчётных методик.

При прохождении электрического тока i через некоторую площадку контактирования S_k двух тел 1 и 2 (которая всегда меньше площадей S_1 и S_2 обращённых друг к другу торцевых поверхностей этих тел) образуется так называемая сила сужения F_c . Она направлена по нормали N к поверхности S_k и стремится разорвать контакт [1,2]. Эта сила пропорциональна i^2 и поэтому при токе КЗ может достигать значения, достаточного для разрыва контакта, и тем самым приводит к образованию электрической дуги. Для сохранения неразрывности контакта необходимо, чтобы выполнялось условие

$$F_c < F_N, \quad (1)$$

где F_N — сила контактного нажатия, также направленная по нормали N к поверхности S_k , обеспечиваемая пружинным механизмом отдельно или совместно с некоторым магнитным «замком».

The clarification of a well-known formula for calculating throw force of electric contacts (Dwight's narrowing force) is given by exclusion of indefinite coefficient from its formula.

Key words: electric contact, narrowing electrodynamic force, contact pressure force.

Одна из расчётных методик оценки силы F_c приводит к формуле [2]:

$$F_c = k \cdot 10^{-7} i^2 \ln \sqrt{\frac{S\sigma}{F_N}}, \quad (2)$$

где S — площадь одной из торцевых поверхностей контакта (например $S = S_1$); k — коэффициент, учитывающий влияние другого контактирующего тела; σ — предел прочности основного материала контактирующих тел на смятие (если, например, тела — медные и покрыты тонким слоем гальванического серебра, то основной материал — медь; если же медные тела покрыты пластинчатым серебром, то основной материал — серебро).

Рекомендуемые в литературе значения k лежат в довольно широких пределах [2]:

$$k = 1 \div 1,3 \div 1,5 \div 2, \quad (3)$$

что вносит существенную неопределённость в расчёты.

Рассмотрим естественное уточнение формулы (2), а значит, и алгоритма обеспечения условия (1), путём учёта размеров обоих контактирующих тел и тем самым исключения из расчётов неопределённого коэффициента (3).

При протекании тока i через контакт, образованный телами 1 и 2, появляются силы F_{c1} и F_{c2} отталкивания каждого из тел от контактной площадки S_k . Значения этих сил оцениваются формулой (2), когда в ней соответственно $S = S_1$ и $S = S_2$, при этом $k=1$, т.е.

$$F_{c1,2} = 10^{-7} i^2 \ln \sqrt{\frac{S_{1,2}\sigma}{F_N}}. \quad (4)$$

Так как контактная площадка S_k принадлежит обоим поверхностям S_1 и S_2 , то, вследствие

вие известного закона физики о равенстве действия и противодействия, на тело 1, кроме F_{c1} , будет действовать ещё и дополнительная сила F_{c2} от тела 2, а на тело 2, кроме F_{c2} , – дополнительная сила F_{c1} от тела 1. Следовательно, оба тела будут отталкиваться друг от друга с одинаковой силой $F_c = F_{c1} + F_{c2}$ (Н), которая с учётом (4) определяется выражением

$$F_c = 10^{-7} i^2 \ln \frac{\sigma \sqrt{S_1 S_2}}{F_N}. \quad (5)$$

Эта формула согласуется с (2), (3). Действительно, если $S_1 = S_2 = S$, то выражение (5) совпадает с (2) при $k=2$, а если, например $S_1 < S_2 = S$, то это совпадение будет иметь место при $k < 2$.

Подставив (5) в (1), получим соотношение для расчёта необходимой силы контактного нажатия F_N :

$$f(F_N) > f_0, \quad (6)$$

где

$$f(F_N) = \frac{F_N}{\ln \frac{\sigma \sqrt{S_1 S_2}}{F_N}}; \quad f_0 = 10^{-7} i^2. \quad (7)$$

Здесь $i = i_m$ – выраженное в амперах наибольшее значение тока КЗ (так называемый предельный сквозной или ударный ток), а сила F_N выражена в ньютонах (эту же размерность должна иметь и величина $\sigma \sqrt{S_1 S_2}$).

Таким образом, согласно (6), (7) при расчёте F_N сначала из нелинейного алгебраического уравнения

$$f(F_{N0}) = f_0 \quad (8)$$

определяется минимальное значение силы F_{N0} , после чего с требуемым запасом выбирается искомое значение

$$F_N > F_{N0}, \quad (9)$$

обеспечивающее неразрывность контакта при токе $i = i_m$.

Уточнённые выражения (5) и (6)–(9) расчёта силы отброса контактов F_c и её компенсирующей силы контактного нажатия F_N зависят от известных параметров обоих контактирующих тел и не содержат неопределённого коэффициента (3).

Список литературы

1. Кузнецов И.Ф., Цицикян Г.Н. Электродинамические усилия в токоведущих частях электрических аппаратов и токопроводах. Л.: Энергоатомиздат, 1989. С. 139–140.
2. Холявский Г.Б. Расчёт электродинамических усилий в электрических аппаратах. Л.: Энергия, 1971. С. 124–125.

Острейко Владимир Николаевич – генеральный конструктор конструкторского отдела разъединителей внутренней установки, советник генерального директора ЗАО «ЗЭТО» по новой технике (г. Великие Луки), канд. техн. наук, профессор кафедры «Электротехника и электромеханика» СЗТУ, Санкт-Петербург. Окончил факультет автоматики и вычислительной техники Ленинградского электротехнического института им. В.И.Ульянова-Ленина в 1970 г. Защитил диссертацию «Теория и расчёт потенциальных плоскомеридианных полей электротехнических устройств с помощью конформных отображений» в 1974 г.

Анатолий Фёдорович Дьяков

10 ноября 2011 г. исполнилось 75 лет Анатолию Фёдоровичу Дьякову, видному государственному деятелю и учёному в области энергетики, доктору технических наук, профессору, члену-корреспонденту Российской академии наук.

Анатолий Фёдорович родился в Станице Марьинская Ставропольского края. После окончания в 1959 г. Северо-Кавказского горно-металлургического института Анатолий Фёдорович связал всю свою деятельность с энергетикой, работая главным энергетиком Кавминводского предприятия электрических сетей, главным инженером Ставропольской энергосистемы, а затем – в Министерстве энергетики и электрификации СССР, начиная от главного инженера Госинспекции по эксплуатации электрических станций и сетей до заместителя министра.

В 1991 г. А.Ф. Дьяков был назначен министром топлива и энергетики Российской Федерации.

В 1992 г. Анатолий Фёдорович был утверждён Президентом Российского акционерного общества энергетики и электрификации (РАО «ЕЭС России»), становлению и развитию которого он отдал



много творческих сил, знаний и энергии.

Анатолий Фёдорович пользуется заслуженным авторитетом среди отечественных и зарубежных энергетиков. Он является Президентом Корпорации «Единый энергетический комплекс», заведующим кафедрой релейной защиты и автоматизации энергосистем МЭИ (ТУ), главным редактором журналов «Энергетик» и «Вести в электротехнике».

Анатолий Фёдорович возглавляет научный совет РАН по про-

блемам надёжности и безопасности больших систем энергетики, он является председателем Российского национального комитета, членом Международного программного комитета Мирового энергетического совета (МИРЭС), председателем Технического комитета, почётным председателем Российского национального комитета Международного Совета по большим системам высокого напряжения (СИГРЭ).

А.Ф. Дьяков – действительный член ряда российских и международных академий, академик, секретарь и член Президиума Академии электротехнических наук РФ. Он – автор более 400 научных трудов, в том числе 36 монографий и учебных пособий, а также главный редактор изданной впервые в мировой практике электротехнической энциклопедии.

Анатолий Фёдорович – лауреат Государственной премии РФ, премии Президента РФ, премии Правительства РФ, почётный энергетик СССР, заслуженный энергетик РФ. Его доблестный труд отмечен государственными орденами и медалями.

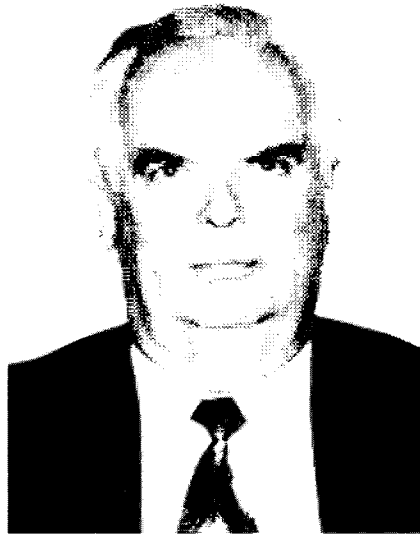
Друзья и коллеги сердечно поздравляют Анатолия Фёдоровича со славным юбилеем, желают здоровья и дальнейших успехов на благо России!

Валерий Александрович Альтов

Исполнилось 70 лет заслуженному деятелю науки РФ, лауреату Государственной премии СССР, действительному члену Российской и Международной Академий электротехнических наук, главному научному сотруднику Объединённого института высоких температур РАН, вице-президенту Академии электротехнических наук, президенту Международной Академии электротехнических наук, доктору технических наук, профессору Валерию Александровичу Альтову.

В.А. Альтов является крупнейшим специалистом в области прикладной сверхпроводимости. В результате многолетних исследований им выполнен большой цикл работ по изучению физико-технических проблем использования сверхпроводимости в различных областях современной науки и техники, разработана концепция стабилизации сверхпроводящих систем и заложены научные основы теории электродинамического поведения сверхпроводников при переменном токе и в других нестационарных режимах работы, создан ряд уникальных сверхпроводящих устройств различного назначения, обеспечивших нашей стране приоритет по ряду направлений.

Разработанные В.А. Альтовым теоретические модели, расчётные и экспериментальные методики широко применяются во всём мире при анализе стабильности нового поколения высокотемпературных сверхпроводников и поиске путей их совершенствования.



Под его научным руководством практически родилось новое научное направление в области технического использования явления сверхпроводимости, связанное с вопросами надёжности и безопасности сверхпроводящих устройств, создана научная школа, получившая признание как в нашей стране, так и за рубежом.

Он автор книг, посвящённых вопросам стабилизации сверхпроводящих магнитных систем, изданных в нашей стране, Великобритании, США, Китае, а также свыше 150 научных работ, опубликованных в отечественной и зарубежной периодической печати.

За указанный цикл работ он удостоен Государственной премии СССР по науке и технике, ему присвоены звания Заслуженный деятель науки РФ, Почетный машиностроитель РФ, Заслуженный инженер России.

Помимо научной работы В.А. Альтов ведет большую педагогическую и научно-организационную работу. Профессор Московского физико-технического института, а затем Московского энергетического института, он читает студентам лекции по сверхпроводимости, осуществляет научное руководство дипломниками и аспирантами. Его общий научно-педагогический стаж более 45 лет.

В.А. Альтов – главный редактор международного журнала «Сверхпроводимость: исследования и разработки», член ряда международных комитетов и обществ. С 1995 по 1996 гг. Он был членом Комиссии при Президенте РФ по присуждению Государственных премий по науке и технике. С 1993 по 2002 гг. В.А. Альтов – первый заместитель Фонда поддержки учёных-электротехников. С 2001 г. Валерий Александрович – первый вице-президент Российского Союза общественных Академий наук (РОСАН), в состав которого входят ведущие академии страны.

В.А. Альтов является одним из инициаторов создания Академии электротехнических наук РФ. Как Председатель Совета учредителей и вице-президент этой Академии он внёс большой вклад в её становление и развитие.

В 1993 г. он избран Президентом Международной Академии электротехнических наук, объединяющей в своих рядах учёных и специалистов из более 40 стран мира.

Редакция и редколлегия журнала «Электротехника» поздравляют Валерия Александровича с юбилеем. Желают ему здоровья и дальнейших творческих успехов!

Список статей, опубликованных в журнале «Электротехника» в 2011 г.

Общие вопросы					
Дмитриев В.Г., Кудрявцев И.Е. История создания Всероссийского электротехнического института им. В.И. Ленина	9	2	Комбинированная система управления насосной станцией с высоковольтными электроприводами	1	9
Левин Б.А. Уважаемые читатели журнала «Электротехника»	8	2	Панкратов В.В., Вдовин В.В., Ситников Г.Г., Доманов С.С. Глобально устойчивый адаптивный наблюдатель для систем общепромышленного асинхронного электропривода	6	42
Малафеев С.М., Серебренников Н.А. 20 лет компании «Объединённая энергия»	2	63	Решмин Б.И. Выбор регуляторов для асинхронного привода с прямым управлением моментом и обратной связью по скорости	3	7
Попович Н.Н. ОАО «Всероссийский научно-исследовательский, проектно-конструкторский и технологический институт рестроения с опытным производством» – 50 лет	1	2	Родионов Р.В. Тягово-энергетические характеристики привода троллейбуса и алгоритм управления тяговым асинхронным двигателем	12	4
Подольскому ОАО «Завод Микропровод» – 55 лет	5	59	Тимонин Ю.Н. Управление электроприводами системы охлаждения мощных силовых трансформаторов	12	2
Петроченков А.Б. 50 лет кафедре микропроцессорных средств автоматизации Пермского национального исследовательского политехнического университета	11	2	Усынин Ю.С., Валов А.В., Козина Т.А. Асинхронный электропривод с импульсно-векторным управлением	3	15
Новосибирскому государственному техническому университету (бывшему НЭТИ) – 60 лет	6	2	Шабаев В.А. Особенности управления вентиляльно-индукторными двигателями	7	8
Электропривод			Электрические машины		
Артыхасва Э.М., Генин В.С., Нестерин В.А. Перспективы повышения энергоэффективности нефтедобывающих штанговых насосных установок	10	2	Беласел Моханд-Тахар, Беспалов В.Я. Влияние геометрии и обмоточных данных на перенапряжения в асинхронных двигателях, работающих от ШИМ-преобразователей	5	34
Аносов В.Н., Спиридонов Е.А., Штанг А.А. Моделирование режимов работы тягового привода троллейбуса с ёмкостным накопителем энергии	6	10	Булычёв А.В., Ерохин Е.Ю., Поздеев Н.Д., Филичев О.А. Тепловая модель асинхронного двигателя для целей релейной защиты	3	26
Афонин В.И., Кругликов О.В., Родионов Р.В. Энергопотребление лифтовых электроприводов с различными системами управления	3	2	Бухгольц Ю.Г., Приступ А.Г., Честюнина Т.В. Определение индуктивностей магнитоэлектрических машин с однозубцовыми обмотками	6	25
Гуляев П.В. Особенности применения схем замещения при проектировании инерционных пьезоэлектрических приводов	10	8	Волокитина Е.В., Данилов Н.А., Нестерин В.А., Опалев Ю.Г. Новая серия отечественных вентиляльных электродвигателей для универсальных технологических роботов	7	13
Денисов В.А., Бочкарёв А.В. Управление линейным электроприводом малых перемещений	2	16	Глазырин М.В. Исследование перегрузочной способности синхронного генератора в системе взаимонагружения	6	47
Емельянов А.П., Козярук А.Е. Алгоритмы управления, моделирование и анализ высокочастотных асинхронных электроприводов	2	2	Гуляев И.В., Тутаев Г.М., Юшков И.С. Асинхронизированный вентиляльный двигатель питаемый от инвертора напряжения	2	20
Кальсин В.Н., Матисон А.Г., Шепелин В.Ф., Ушаков И.И., Донской Н.В., Иванов А.Г., Мавтисон В.А. Работы ОАО «ВНИИР» в области высоковольтного электропривода и силовой электроники	1	3	Донской Н.В. Трёхфазная математическая модель асинхронного двигателя	1	40
Киселичник О.И., Бодсон М. Бездатчиковое управление центробежным насосом водоснабжения с приводным асинхронным электродвигателем на базе расширенного фильтра Калмана	2	9	Казанцев В.П., Костыгов А.М., Кузнецов М.И., Москоков А.Ю. Аналитическая		
Матисон В.А., Семёнов А.Г., Васильев К.С., Матросов А.П., Ничитенко С.Ф.					

процедура определения параметров высоковольтных асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором после ремонта	11	4	Иванов А.Г. Схемотехнические аспекты многоуровневых автономных инверторов	1	47
Коршунов А.И. Коррекция статической устойчивости синхронного двигателя с постоянными магнитами на роторе	2	30	Иванов А.Г., Арзамасов В.Л. Применение силовой электроники в установках депарафинизации нефтескважин	12	42
Коршунов А.И. Обеспечение статической устойчивости синхронного двигателя с постоянными магнитами при выборе оптимального фазного напряжения	10	56	Копелович Е.А., Ваняев В.В., Хватов С.В. Особенности электромагнитных процессов в высоковольтных источниках питания с последовательным резонансным инвертором	10	13
Мишин В.И., Каплун В.В., Макаревич С.С. Автономный асинхронный генератор с внутренним ёмкостным возбуждением	2	20	Кузькин В.И., Мелешкин В.Н., Мясищев С.В., Московец Н.В., Шипаева С.Н. Комплекс управления групповым электроприводом	4	37
Мустафаев Р.И., Саидов Р.А. Исследование асинхронных двигателей насосов водяных скважин	4	57	Петросьянц В.В. Проектирование ключевых преобразователей методами диакоптики	10	20
Потапов Л.А., Бабак С.Ю. Моделирование явнополюсного тормоза с полым немагнитным ротором	5	30	Шабалин Н.Г., Феоктистов В.П., Иньков Ю.М. Индуктивно-конденсаторные преобразователи напряжения постоянного тока	8	33
Симонов Б.Ф., Кадышев А.И., Погарский Ю.В., Куш А.В. Исследование тепловых параметров резисторов самосинхронизации, входящих в системы возбуждения turbo- и гидрогенераторов	7	16	Ушаков И.И., Никитин С.А., Глухенький Т.Г. Особенности современных высоковольтных тиристорных устройств	1	52
Шестаков А.В. Математическая модель рабочих характеристик асинхронных двигателей с частотным управлением	2	23	Высоковольтная техника		
Шевченко А.Ф., Вяльцев Г.Б. Сравнение возможностей аналитического и численного методов моделирования электрической машины	6	20	Годулян В.В., Милкин Е.А., Трифонов В.З. Совершенствование методики проведения испытаний изоляторов в условиях загрязнения и увлажнения	4	29
Автоматизация – приборы и средства общепромышленного назначения			Ильин А.С. Численное моделирование процессов гашения дуги в высоковольтном выключателе	12	36
Хижняков Ю.Н., Южаков А.А. Автоматизация автономных многоагрегатных электростанций на основе нечёткого регулирования с применением нейронной технологии	11	40	Перцев А.А., Панибратец А.Н., Рыльская Л.А. О предотвращении повторных пробоев вакуумных выключателей	12	28
Силовая электроника и преобразовательная техника			Родионов Н.Н. Анализ состояния поверхности электроизоляционных конструкций при воздействии осадков	4	34
Бардин В.М., Борисов Д.А. Переходные процессы в сварочном инверторе переменного тока	4	42	Шульга Р.Н., Шульга А.Р. Опыт эксплуатации оборудования КВПУ Выборгской ВПТ и рекомендации по перспективному ВПТ	9	40
Баховцев И.А. Анализ электрических соотношений в автономных инверторах с ШИМ на основе принципа дуальности	6	59	Электроизоляционная техника		
Герман-Галкин С.Г., Гаврилов С.В. Исследование активного полупроводникового преобразователя в среде Matlab-Simulink	4	51	Андреев А.М., Азизов А.Ш., Безбородов А.А., Папков А.В., [Пак В.М.] Исследование возможности создания высокотемпературно-проводной системы электрической изоляции для турбогенераторов с воздушным и водородным охлаждением	4	7
Дерменжи И.Г., Стригулин А.П. Драйвер для силовых запираемых тиристоров с жёсткой коммутацией (GCT)	9	26	Андреев И.А., Амосов В.В., Ляховский Ю.З. Оценка состояния системы изоляции статорной обмотки высоковольтных электрических машин по результатам измерения статических характеристик частичных разрядов	4	12
Евдокимов С.А., Щуров Н.И., Волкова О.Л., Степанов А.А. Повышение энергоэффективности трёхфазных преобразователей напряжения с помощью метода Штейнера	6	3	Березинец Н.И., Папков А.В., Мельниченко А.П., Киреев А.В., [Пак В.М.] Основные результаты тестирования системы изоляции класса нагревостойкости 220 °С на основе материалов производства ОАО «ХК Элинар»	4	20
Зотов Л.Г. Конденсаторные повышающие преобразователи постоянного напряжения с изменяющейся структурой для автономных энергосистем	4	46	Евтушенко Ю.М., Огоньков В.Г., Сидоренко К.С., Ященко С.А. Полиэфир-		
Зиновьев Г.С. Расширение набора показателей энергоэффективности устройств силовой электроники	6	54			

мидные компаунды – основа систем изоляции современных тяговых электродвигателей	3	47		
Крупенин Н.В., Завидей В.И. Дистанционные методы контроля и системы дефектоскопии высоковольтной изоляции электрических аппаратов по оптическому излучению	9	12		
Маслов В.А. Современные электроизоляционные пропиточные компаунды	9	53		
Маслов В.А., Панов А.А. Ресурсные испытания электроизоляционного эпоксиизоцианатного пропиточного компаунда	9	61		
Мельниченко А.П., Папков А.В., Пак В.М. Разработка лазовой изоляции роторов турбогенераторов с повышенными электрофизическими и механическими характеристиками	4	27		
Окнин Н.С., Маслов В.А., Астафьев В.В. Терморезистивная изоляция монолит-1 класса нагревостойкости Н	3	42		
Пак В.М., Папков А.В., Куимов И.Е. Современное состояние и перспективы развития систем изоляции крупных электрических машин	4	2		
Пак В.М., Сафонов Г.П., Папков А.В., Воробьёв П.В. Перспективные изоляционные материалы для систем изоляции электрических машин	4	23		
Папков А.В., Березинец Н.И., Киреев А.В., Пак В.М. Ресурсные испытания систем изоляции класса нагревостойкости Н (180 °С) тяговых двигателей локомотивов	4	17		
Торшин Ю.В., Шарковский В.А. Создание и применение изоляционных масел на основе возобновляемого растительного сырья	9	46		
Трансформаторы				
Андреев В.В., Гречишников В.А., Привезенцев Н.Н., Шевлюгин М.В. Расчёт относительной реализуемой мощности трансформатора тяговой подстанции по старению изоляции	8	46		
Кантор В.В. Расчёт индуктивности рассеяния сложных обмоток трансформаторов методом средних геометрических расстояний	5	23		
Лазарев Н.С., Шульга А.Р., Шульга Р.Н. Управляемая коммутация трансформаторов	7	27		
Прохоров А.В., Гольдштейн Е.И. Мониторинг изменений механического состояния обмоток силовых трансформаторов, обусловленных радиальными деформациями	7	20		
Сериков А.В., Герасименко Т.В. Тепловой расчёт электрорадиатора трансформаторного типа	7	33		
Циборин А.Н. О физических процессах изменения магнитных свойств электро-технической стали и росте потерь холо-				
стого хода силовых трансформаторов в процессе их эксплуатации	3	52		
Релейная защита				
Валроос А., Наволочный А.А., Онисова О.А., Солонина И.С. Использование проводимости цепи нулевой последовательности для защиты распределительных сетей с малыми токами замыкания на землю	1	33		
Дмитренко А.М., Синичкин А.Ю. Быстродействующая дифференциальная защита шин на базе устройства РЕВ 670	1	25		
Калачёв Ю.Н., Геасимов А.Н., Черепанов В.А. Модернизация РЗА и ПА межгосударственных линий электропередачи 500 кВ филиала ОАО «ФСК ээс» - МЭС Урала	1	30		
Калябин Ю.В., Гусев В.Е., Бочкарёв В.Н. Обоснование требований к селективности релейной защиты судовых электроэнергетических систем	7	44		
Лямец Ю.Я., Нудельман Г.С., Романов Ю.В., Мартынов М.В., Воронов П.И. Граничные задачи информационной теории релейной защиты	1	13		
Нудельман Г.С., Колобродов Е.Н. Реализация функции автоматики ликвидации асинхронного режима на терминалах серии REx-670	1	18		
Нудельман Г.С., Онисова О.А., Наволочный А.А. Подготовка методической базы цифровых моделей реального времени для целей релейной защиты	7	40		
Электрические аппараты				
Афанасьев В.В., Приказчиков А.В., Руссова Н.В., Свинцов Г.П. Обобщённые экспериментальные статические нагрузочные характеристики клапаных электромагнитов постоянного тока с круглыми полюсными наконечниками. Способ представления	5	39		
Варламов Д.О., Ерёмченко В.Г. Моделирование резистивного устройства балансировки напряжений аккумуляторной батареи	10	44		
Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Петрова А.А., Скотников А.А., Рогова О.В. К вопросу учёта главных размеров при выборе типа электромагнита по значению конструктивного фактора	6	50		
Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Петрова А.А. Сравнение геометрически подобных систем электромагнитов из условия постоянства теплового критерия	12	14		
Приказчиков А.В., Руссова Н.В., Сагардзе Е.В., Свинцов Г.П., Шоглев Д.Г. Усовершенствованная методика проектного расчёта форсированного клапанного электромагнита в схеме с балластным резистором	1	57		
Шоффа В.Н., Чичерюкин В.Н. Миниатюрный коммутатор, реализующий перемещение в пространстве особых точек магнитного поля	12	10		

Аппараты высокого напряжения					
	Балдыгин В.А., Балдыгина О.А., Григорьев И.Н., Крученков М.Б., Мысин И.А., Никифоров М.Г. Генераторы мощных нано- и субнаносекундных импульсов электромагнитного излучения	9	37		
	Бобиков В.Е., Бусыгина Л.А., Домашенко Г.Д., Лисицын В.И., Никифоров М.Г., Чумаков А.А. Комплекс испытательного и измерительного оборудования в области электромагнитной совместимости	9	16		
	Григорьев И.И., Котляров С.И., Мирошниченко В.И., Никифоров М.Г., Чумаков А.А. Транспортабельный имитатор трёхкомпонентного тока молнии	9	32		
Тяговое электрооборудование					
	Андреев В.В., Гречишников В.А., Привезенцев Н.Н., Шевлюгин М.В. Расчёт относительной реализуемой мощности трансформатора тяговой подстанции по старению изоляции	8	46		
	Бадёр М.П. Энергетическая эффективность и электромагнитная совместимость системы тягового электроснабжения постоянного тока с напряжением в тяговой сети 24 кВ	8	20		
	Баранов Л.А., Мелёшин И.С., Чинь Л.М. Оптимальное управление поездом метрополитена по критерию минимума затрат	8	9		
	Волынцев В.В., Косарев А.Б. Машинный метод прямого синтеза нелинейных двухполюсников по временным характеристикам тока и напряжения	8	37		
	Иньков Ю.М., Литовченко В.В., Невинский А.В. Многоуровневые инверторы в тяговых электроприводах	8	3		
	Гречишников В.А., Подаруев А.И., Шевлюгин М.В. Преобразовательный агрегат ёмкостного накопителя энергии для системы тягового электроснабжения метрополитена	5	17		
	Космодамианский А.С., Воробьёв В.И., Пугачёв А.А. Влияние температуры тягового асинхронного двигателя на его режимы работы	8	50		
	Косарев Б.И., Сербиев Д.В., Кузнецов Д.Г. Совершенствование дистанционных защит воздушных линий напряжением свыше 1000 В с самонесущими изолированными проводами в зонах электромагнитного влияния тяговых сетей переменного тока	8	41		
	Лисенков В.М., Ваньшин А.Е. Анализ рельсовых цепей методом направленных графов	8	29		
	Рубичев Н.А. Особенности функций как объекта измерений	8	55		
	Рябцев Г.Г., Ермаков И.А., Рубичев Н.А. Расчёт конденсаторных накопителей энергии для вагонов метрополитена	8	15		
	Федяков Ю.В., Пахомов Д.М., Попов С.В., Фролов М.Е., Семёнов О.С. Серия синхронных генераторов типа ЭГВ для систем жизнеобеспечения пассажирских вагонов	2	35		
	Шабалин Н.Г., Феоктистов В.П., Иньков Ю.М. Индуктивно-конденсаторные преобразователи напряжения постоянного тока	8	33		
	Шапиро С.В., Муфтиев С.Р. Система стабилизации напряжения тяговой подстанции городского электротранспорта	2	40		
	Устройства управления, распределения электрической энергии и защиты				
	Васильев Д.С., Еремеев Д.Г., Павлов А.О. Развитие высокочувствительной защиты дальнего резервирования	3	31		
	Волков А.В., Волков В.А. Снижение сетевых потерь мощности в трёхпроводной сети переменного напряжения посредством симметрирования сетевых фазных токов активным фильтром	10	34		
	Дерменжи П.Г., Стригулин А.П. Драйвер для силовых запираемых тиристоров с жёсткой коммутацией (ГСТ)	9	26		
	Ерохин Е.Ю. Новые реле максимального тока РСТ80 и их время-токовые характеристики	3	38		
	Загривный Э.А., Устинов Д.А., Маларев В.И., Зырин В.О. Влияние работы забойных электротермических комплексов на качество электрической энергии	10	27		
	Зотов Л.Г. Двухуровневая система обмена электрической энергией постоянного тока на основе структур с переключаемыми конденсаторами для автономных энергосистем	7	52		
	Кавалеров Б.В., Петроченков А.Б. Моделирование электрической нагрузки для настройки систем управления конвертированными газотурбинными установками	11	11		
	Казанцев В.П., Петроченков А.Б., Ромодин А.В., Хорошев Н.И. Некоторые аспекты технологии эксплуатации электротехнических объектов на основе метода краткосрочного прогнозирования технического состояния	11	28		
	Кузнецов М.И., Ромодин А.В., Костыгов А.М. Экспериментальное исследование управления потоком реактивной мощности в электрической системе с трёхобмоточным трансформатором	11	46		
	Минуллин Р.Г., Лукин Э.И., Хакимзянов Э.Ф., Ведерников С.Г., Лаврентьев И.С. Распознавание сигналов локационного зондирования в высокочастотном тракте линии электропередачи методом спектрального анализа	7	47		
	Минуллин Р.Г., Мустафин Р.Г., Писковецкий Ю.В., Ведерников С.Г., Лаврентьев И.С. Способ обнаружения гололёдно-изморозевых отложений на проводах линий электропередачи локационным зондированием	10	31		
	Минуллин Р.Г., Губаев Д.Ф., Лукин Э.И., Сухомяткин М.О. Особенности обнаружения гололёдных отложений на				

проводах линий электропередачи локационным зондированием	5	6		
Петроченков А.Б., Бочкарёв С.В., Ромодин А.В., Елтышев Д.К. Планирование процесса эксплуатации электротехнического оборудования с использованием теории марковских процессов	11	20		
Петроченков А.Б., Солодкий Е.М. О методах построения моделей отказов сложных систем	11	50		
Худяков В.В. Повышение надёжности электрических сетей	9	6		
Худяков А.А., Сапунков М.Л. Влияние асимметрии проводимостей фаз линий на землю в сетях 6-10 кВ на селективность определения повреждённой линии при однофазных замыканиях	5	2		
Шаякберов Н.Ш., Мингазов Ф.С. Измерение напряжения нулевой последовательности без гальванической связи с сетью	5	12		
Шульга Р.Н., Иванова Е.А., Лозина Н.Г., Мазуров М.И. Выбор индуктивностей конечных/разделительных устройств электропередач и вставок постоянного тока	9	20		
Электротехнология				
Алифёров А.И., Бикеев Р.А., Горева Л.П., Скрипко Д.В., Катасонова Я.В. Интегральные электрические параметры расшитованного жёсткого токопровода руднотермической электропечи	6	30		
Электротермия				
Баранов С.А., Стащенко В.И., Сухов А.В., Троицкий О.А., Тяпкин А.В. Электропластическая обработка металлов резанием	9	28		
Инкин А.И., Алифёров А.И., Бланк А.В. Каскадные <i>E-H</i> -схемы замещения для расчёта магнитоэлектрических установок индукционного нагрева	6	36		
Щербаков А.В., Рубцов В.П. Особенности построения манипуляторов для электронно-лучевых сварочных установок	7	58		
Кабельная техника				
Зиннатуллин Р.Р., Казаков А.В., Труфанова Н.М. Автоматизированная система управления процессом наложения пластмассовой изоляцией кабелей методом экструзии	11	24		
Ковригин Л.А., Боронников А.А., Сидельников Л.Г. Экспериментальное определение напряжения возникновения и гашения частичных разрядов в кабельных линиях	11	7		
Кухарчук И.Б., Ковригин Л.А. Расчёт тока нагрева греющего кабеля в нефтяной скважине	11	54		
Щербинин А.Г., Труфанова Н.М., Навлиахина Е.Ю., Навалихина Е.Ю., Савченко В.Г. Определение эксплуатационных характеристик кабелей, проложенных в кабельном канале	11	16		
Возобновляемые источники энергии				
Мустафаев Р.И., Гасанова Л.Г. Моделирование угла поворота лопастей ветродвигателя ветроэлектрической установки, работающей на электрическую сеть	12	22		
Энергосбережение				
Козярук А.Е., Хитров А.А. Автономная система энергоснабжения на базе роторно-лопастного двигателя с внешним подводом теплоты и вентиляционного двигателя с постоянными магнитами	12	17		
Мартьяшин Ю.В., Молодов С.Н. Комбинированный энергосберегающий источник питания для систем автономного электроснабжения	10	51		
Файзрахманов Р.А., Франк Т., Кычкин А.В., Фёдоров А.Б. Рациональное управление энергией с помощью информационной системы энергоменеджмента My-JEVIS	11	35		
Исследования и расчёты				
Ахмедова Т.А. Определение резонансной частоты нагруженного колебательного контура с учётом потерь от вихревых токов	12	51		
Болюх В.Ф., Лучук В.Ф., Рассоха М.А., Щукин И.С. Высокоэффективный электромеханический преобразователь ударного действия	2	46		
Бургин Б.Ш. Рациональный выбор коэффициентов формы характеристического полинома электромеханических систем 5- и 6-го порядка	2	54		
Матюк В.Ф., Осипов А.А., Стрелюхин А.В. Распределение остаточной магнитной индукции вдоль сплошного стержня круглого сечения, намагниченного в продольном постоянном однородном магнитном поле	5	46		
Новиков Г.К., Федчишин В.В. Токовая модель и выполнение закона Ома при поляризации центров захвата в полимерных кабельных электретах	10	62		
Персова М.Г., Соловейчик Ю.Г., Темлякова З.С., Абрамов М.В., Вагин Д.В., Гамадин М.В. Применение метода конечных элементов для моделирования трёхмерных нелинейных магнитных полей в электротехнических устройствах	6	14		
Рябцев Г.Г., Ермаков И.А., Рубичев Н.А. Расчёт конденсаторных накопителей энергии для вагонов метрополитена	8	15		
Сандомирский С.Г. Расчёт релаксационной коэрцитивной силы ферромагнитного тела	2	58		
Сандомирский С.Г. Оценка остаточной намагниченности стальных изделий с малым размагничивающим фактором по коэрцитивной силе	12	47		
Стандартизация				
Шлейфман И.Л., Белотелов В.П. О национальных и международных стан-				

дартах на выключатели высокого напряжения	5	53	Анатолий Фёдорович Дьяков	12	
			Валерий Александрович Альтов	12	
			Виктор Гаврилович Щербаков	7	63
			Виталий Фёдорович Шепелин	10	3с. обл.
			Вячеслав Григорьевич Огоньков	4	64
			Исаак Яковлевич Браславский	4	63
			Изяслав Борисович Пешков	5	60
			Лев Поликарпович Петров	11	62
Хроника					
Троицкая Т.Б. VIII Международная научно-техническая конференция «Интеллектуальная электроэнергетика, автоматика и высоковольтное коммутационное оборудование»	2	65	Памяти		
Стабилизация напряжения электрической сети высокого напряжения внутрисетевыми управляемыми источниками реактивной мощности индуктивно-ёмкостного типа	3	58	Валентин Алексеевич Прозоров	3	64
Международная номинация в электротехнике	4	62	Юрий Урунбекович Мавлянбеков	3	63
			Статистика обращений к переводным статьям журнала «Электротехника» за 2009 г.	5	62
Наши юбиляры					
Александр Григорьевич Иванов	1	64	Требования к содержанию и оформлению статей журнала «Электротехника»	1, 3–12	
Александр Михайлович Брянцев	5	61			

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

Справки по тел.: (495) 697 33 35.

В соответствии с решением Высшей аттестационной комиссии Министерства образования и науки Российской Федерации журнал «Электротехника» включен в перечень ведущих научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание учёных степеней доктора и кандидата наук.