

ВЕСТНИК НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"

Сборник научных трудов
Тематический выпуск
"Проблемы совершенствования
электрических машин и аппаратов"

7'2008

Издание основано Национальным техническим университетом
"Харьковский политехнический институт" в 2001 году

Государственное издание
Свидетельство Госкомитета по информационной политике Украины
КВ № 5256 от 2 июля 2001 года

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ: **Председатель**

Л.Л. ТОВАЖНЯНСКИЙ, д-р техн. наук, проф.

Секретарь координационного совета

К.А. ГОРБУНОВ, канд. техн. наук

А.П. Марченко, д-р техн. наук, проф.
Е.И. Сокол, д-р техн. наук, проф.
Е.Е. Александров, д-р техн. наук, проф.
Б.Т. Бойко, д-р техн. наук, проф.
М.Д. Годлевский, д-р техн. наук, проф.
А.И. Грабченко, д-р техн. наук, проф.
В.Г. Данько, д-р техн. наук, проф.
В.Д. Дмитриенко, д-р техн. наук, проф.
П.А. Качанов, д-р техн. наук, проф.
А.Ф. Кириченко, д-р техн. наук, проф.
В.Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.
В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.
В.А. Лозовой, д-р фил. наук, проф.
О.К. Морачковский, д-р техн. наук, проф.
П.Г. Перерва, д-р техн. наук, проф.
Н.И. Погорелов, д-р техн. наук, проф.
М.И. Рыщенко, д-р техн. наук, проф.
В.Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.
В.П. Себко, д-р техн. наук, проф.
В.И. Таран, д-р техн. наук, проф.
Ю.В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.
Е.И. Юносова, д-р фил. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Ответственный редактор:

В.С. ЛУПИКОВ, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь:

А.Г. СЕРЕДА, канд. техн. наук, доц.

В.Ф. БОЛЮХ, д-р техн. наук, проф.
В.Г. ДАНЬКО, д-р техн. наук, проф.
В.Б. КЛЕПИКОВ, д-р техн. наук, проф.
Б.В. КЛИМЕНКО, д-р техн. наук, проф.
В.И. КРАВЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.
В.П. СЕБКО, д-р техн. наук, проф.
Е.И. СОКОЛ, д-р техн. наук, проф.

Адрес редколлегии: 61002, Харьков, ул.
Фрунзе, 21. НТУ "ХПИ".
Каф. ЭА. Тел. (057) 707-68-64

Харьков 2008

Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". **Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика.** – Харків: НТУ "ХПІ". – 2008. – № 7. – 132 с.

Випуск приурочений до Міжнародного симпозіуму "Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика" (SIEMA'2007), 18 – 20 жовтня 2007 року, Харків, НТУ "ХПІ". В збірнику висвітлюються проблеми удосконалення електричних машин і апаратів, досягнення вчених, вузів і підприємств України та інших країн, які прийняли участь у симпозіумі.

Для наукових співробітників, викладачів, аспірантів, спеціалістів.

Випуск приурочен к Международному симпозиуму "Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов. Теория и практика" (SIEMA'2007), 18 – 20 октября 2007 года, Харьков, НТУ "ХПИ". В сборнике освещаются проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов, достижения ученых, вузов и предприятий Украины и других стран, которые приняли участие в симпозиуме.

Для научных сотрудников, преподавателей, аспирантов, специалистов.

**Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ "ХПІ";
Протокол № 12 від 08.12.07**

© Національний технічний університет "ХПІ" у ДК 621.313

Г.А. АВГУСТИНОВИЧ

МЕЖІ СТРУКТУРНОЇ МІНЛИВОСТІ ТА ІЄРАРХІЯ СИСТЕМАТИЧНИХ ОДИНИЦЬ В ГЕНЕТИЧНІЙ СИСТЕМАТИЦІ ЕЛЕКТРИЧНИХ МАШИН

Узагальнено результати досліджень з проблеми визначення та впорядкування структурної різноманітності електромеханічних систем для класу електричних машин.

Обобщены результаты исследований по проблеме определения и упорядочения структурной разнообразности электромеханических систем для класса электрических машин.

На сьогоднішній день в електромеханіці існує низка проблем, зумовлених тенденцією розширення структурної різноманітності та складності електромеханічних систем: існування значної кількості невпорядкованої інформації та штучних класифікацій електромеханічних об'єктів, невизначеність у термінології, відсутність систематизованих баз даних електричних машин (ЕМ) та довідкових видань, які б відрізнялися повнотою подання інформації.

Відсутність системної основи в основі пошукового проектування стримує винайдення принципово нових структур ЕМ, при укладанні довідкових видань зумовлює невпорядковане та неповне подання інформації, при побудові концепції стандартизації термінів – виникнення численних невідповідностей і логічних протиріч [2].

Вирішення вказаних проблем можливе лише за умови створення систематики електромеханічних об'єктів та систем [1]. Унікальність генетичної систематики ЕМ, в основу якої покладено принципи симетрії та топології, зумовлена її фундаментальними властивостями: повнотою, науковою строгістю та можливістю систематизації як відомих, так і потенційно можливих електромеханічних об'єктів.

Метою даної доповіді є узагальнення результатів структурно-системних досліджень з проблеми визначення та впорядкування структурної різноманітності класу електричних машин, а саме визначення області існування породжувальних джерел поля, Видового складу та ієрархії систематичних одиниць електричних машин.

Основна задача систематики полягає у визначенні та описі Видового складу класу електричних машин і його розподілу за систематичними одиницями вищих рангів [1]. При цьому слід враховувати, що структура задач відповідає рівням систематики, які визначаються рівнями складності об'єктів дослідження (генетичний, хромосомний, Видовий, популяційний та ін.), тому вирішення задачі систематики на рівні Видів є необхідною умовою постановки задачі систематики на інших рівнях [1,3].

Структура першого великого періоду Генетичної класифікації узагальнює області існування породжувальних джерел ЕМ обертового та поступального руху і електромеханічних перетворювачів, які використовуються в різноманітних технологічних пристроях (табл. 1).

Таблиця – 1 Область існування ПДП електричних машин (в координатах Генетичної класифікації)

	ЦЛ	КН	ПЛ	ТП	СФ	ТЦ
0.0	ЦЛ 0.0 x	-	ПЛ 0.0 x	-	-	-
	ЦЛ 0.0 y	КН 0.0 y	ПЛ 0.0 y	ТП 0.0 y	СФ 0.0 y	ТЦ 0.0 y
0.2	ЦЛ 0.2 y	КН 0.2 y	ПЛ 0.2 y	ТП 0.2 y	СФ 0.2 y	ТЦ 0.2 y
2.0	ЦЛ 2.0 x	-	ПЛ 2.0 x	-	-	-
2.2	ЦЛ 2.2 x	-	ПЛ 2.2 x	-	СФ 2.2 x	-
	ЦЛ 2.2 y	КН 2.2 y	ПЛ 2.2 y	ТП 2.2 y	СФ 2.2 y	ТЦ 2.2 y

Принцип збереження генетичної інформації [4] зумовлює відповідність між областю існування ПДП (табл. 1) та Видовим складом електричних машин. Аналіз літерних частин генетичних кодів дозволяє визначити Родову приналежність Видів (в структурі Генетичної класифікації вони визначені відповідними малими періодами). Оскільки Видовий склад електричних машин розподілений по 6 Родам, то можемо припустити, що електричні машини мають статус Родини (основної систематичної одиниці надродового рангу). В межах Родини електричних машин аналіз комбінації генетичних ознак просторової геометрії та орієнтованості ПДП дозволяє виділити дві Підродини за системною ознакою різновиду просторового руху вторинних частин електромеханічних об'єктів: обертового та поступального. Межі вказаних систематичних одиниць електричних машин визначаються за генетичною інформацією ПДП, основною властивістю якої є незмінність в процесі ускладнення електромеханічної структури [4], а ієрархічна супідрядність визначається співвідношенням включення: $S \subset G \subset SF \subset F$ відповідно до співвідношення включення структурних одиниць генетичної класифікації: „Породжувальне джерело поля” \subset „Малий період” \subset „Область існування” (рис. 1).

Генетичний підхід до побудови систематики дозволив визначити кількісний склад Видів, Родів та Родин електричних машин та розподіл систематичних одиниць нижчого рангу по систематичним одиницям вищого рангу (табл. 2).

Структурна різноманітність електричних машин представлена 66 Видами, в т.ч. 25 базовими і 39 Видами-близнюками (37,8 % і 62,2 % відповідно) – табл. 2.

РОДИНА

ПІДРОДИНИ

Роди

Види

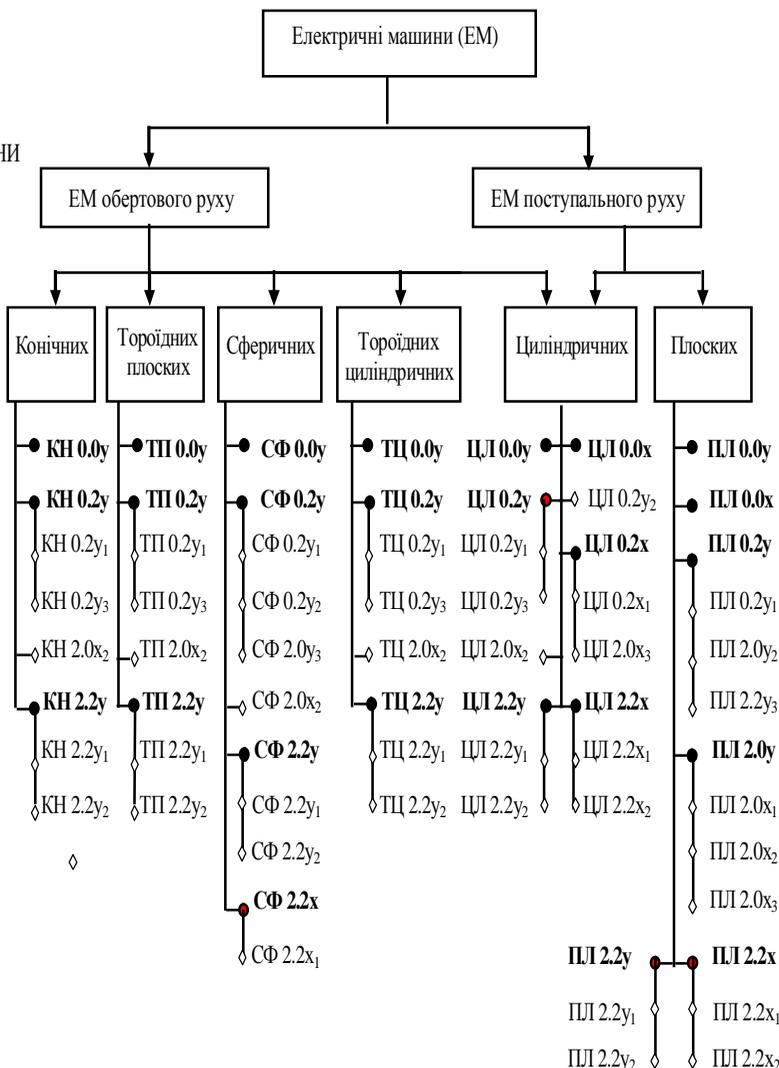


Рис. 1. Ієрархічна структура основних систематичних одиниць електричних машин обертового та поступального руху (символом ● та напівжирним шрифтом позначено базові Види, символом ◇ Види-близнюки)

Вказаний видовий склад впорядкований 2 Підродинами (37,8 % і 62,2 % Видів в межах Підродин відповідно) та 6 Родами, в т.ч. Види 5 Родів в межах Підродини обертового руху, 2 – в межах Підродини поступального руху.

Таблиця 2 – Кількісний склад систематичних одиниць електричних машин

Ранг систематичних одиниць	Назва і структура систематичних одиниць							Кількість систематичних одиниць
Родина	Електричних машин							1
Півродини	ЕМ обертового руху					ЕМ поступального руху		2
Роди	Циліндричних	Конічних	Тороїдних плоских	Сферичних	Тороїдних циліндричних	Циліндричних	Плоских	6
Види, в т.ч.:	8	8	8	10	8	8	16	66
базові	3	3	3	4	3	3	6	25
близнюки	5	5	4	6	4	5	10	39

Генетична інформація, специфічні особливості представників Видів електричних машин, інформація щодо їх еволюційного статусу (інформаційно-реальні або неявні Види [1, 3]) та приклади реалізації узагальнюються паспортом класу (фрагмент показано в табл. 3), а більш детально вказана інформація розкривається в описі кожного Виду, представленого генетичною, системною, функціонально-орієнтованою та фрагментом довідкової інформації (табл. 4,а; 4,б; 4,в).

Таблиця 3 – Паспорт Видів Родини електричних машин (фрагмент)

Рід	Генетичний код і назва Виду	Особливості об'єктів Виду	Еволюційний статус	Приклад структурного представника
Циліндричних	ЦЛ 00.х – Циліндричні симетричні х-орієнтовані	Поступальний рух. Двостороння активна зона. Інверсія біжучих полів.	Неявний	Не виявлено
	ЦЛ 00.у – Циліндричні симетричні у-орієнтовані	Обертовий рух. Двостороння активна зона. Інверсія біжучих полів	Інформаційно-реальний	Асинхронний двигун Н. Тесли [5]
	ЦЛ 02.у – Циліндричні поздовжньо-симетричні у-орієнтовані	Обертовий рух. Одностороння активна зона. Поперечний кінцевий ефект.	Інформаційно-реальний	Енергетичні машини - двигуни та генератори

Таблиця 4,а – Генетична складова опису базового Виду Циліндричних поздовжньо-симетричних у-орієнтованих електричних машин (ЦІ 0.2 у)

ЦІ 0.2 у	Циліндричні поздовжньо-симетричні у-орієнтовані	Родина електричних машин
Базовий Вид		Підродина ЕМ обертового руху
		Рід Циліндричних
Генетична інформація:		
<ul style="list-style-type: none"> • Геометрія активної поверхні – циліндрична; • Топологічні ознаки активної поверхні – замкнена, з краєм, з односторонньою активною зоною; • Первинний кінцевий ефект – поперечний; • Різновид магнітного поля – обертове. 		

Таблиця 4,б – Системна складова опису базового Виду Циліндричних поздовжньо-симетричних у-орієнтованих електричних машин (ЦІ 0.2 у)

Еволюційний статус Виду	Інформаційно-реальний
Породжувальна структура Виду: - стислий опис	- Низькопотужний асинхронний двигун з суцільним мідним ротором та зосередженою двофазною обмоткою на статорі [5]
- рік винайдення - автор	- 1885 р. - Г. Ферраріс
Поточний час еволюції, T_E	122 роки
Рівень еволюції	За попередніми оцінками реалізовано 10 % різноманітності структурних популяцій Виду [3]; більш точні дані потребують детального дослідження популяційної структури Виду
Структурні представники Виду	Обертова ЕМ із внутрішнім ротором; Обертова ЕМ із зовнішнім ротором
Області практичного використання об'єктів Виду	Найбільш розповсюджений Вид: домінуючі області використання потужні енергетичні машини – генератори, двигуни промислового та побутового призначення; випускаються серійно
Географія виробників об'єктів Виду (в межах України)	„Електроважмаш”, ХЕМЗ, „Електромашина” (м. Харків), „Юженергомаш”, завод великих електричних машин (м. Нова Каховка), Дніпропетровський електромашинобудівний завод „Електромотор” (м. Полтава), „Електродвигун” (м. Ужгород), „МоторСіч” (м. Запоріжжя) та ін.

Таблиця 4,в – Функціонально-орієнтована складова опису Циліндричних поздовжньо-го-симетричних у-орієнтованих асинхронних тягових електричних машин обертового руху (ЦІ 0.2 у)

Циліндричні поперечно-симетричні у-орієнтовані асинхронні тягові електричні машини обертового руху (ЦІ 0.2 у)
Генетично зумовлена інформація:
<ul style="list-style-type: none">• Індукційні електричні машини;• Швидкість руху обертової частини відносно швидкості руху поля – асинхронна;• Характер просторового руху вторинної (рухомої) частини – обертовий;• Орієнтація контуру замикання магнітного потоку відносно напрямку руху вторинної (рухомої) частини – поперечна (електричні машини з поперечним магнітним потоком);• Вторинна частина є твердотільною;• Геометрія динамічного повітряного проміжку – циліндрична.

Результати структурно-системних досліджень, в межах яких визначено та впорядковано структурну різноманітність класу електричних машин, дозволяють здійснити постановку задач створення інформаційних баз даних для пошукового проектування, що гарантуватиме повноту синтезу всіх можливих структурних варіантів, які задовольняють вихідним вимогам баз знань для використання в навчальному процесі, що дозволить впорядкувати структуру довідкових видань, фундаменталізувати структуру освіти в галузі електромеханіки; впорядкування наукових термінів та визначень в галузі електромеханіки.

Список літератури: 1. *Шинкаренко В.Ф.* Основи теорії еволюції електромеханічних систем. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с. 2. *Латинін Ю.М., Міліх В.І.* Аналіз державних стандартів з електричних машин // Електротехніка і електромеханіка. – 2004. – №2. – С. 94-100. 3. *Шинкаренко В.Ф., Августинович А.А., Нестыкайло О.С.* Генетическое моделирование внутривидовой структуры электромеханических преобразователей энергии // Електротехніка і електромеханіка. – 2004. – №6. – С. 28-32. 4. *Шинкаренко В.Ф., Августинович А.А.* Генетический анализ и систематика видов асинхронных машин поступательного движения (род плоских) // Электротехника и электромеханика/ – 2003. – №4. – С. 92-100. 5. *Гусев С.А.* Очерки по истории развития электрических машин. – М.: Госэнергоиздат, 1955. – 216 с.

Надійшла до редколегії 18.10.07

В.И. БУТЕНКО;
О.С. ДРУЙ;
Б.И. ИВАНОВ, канд. физ-мат. наук;
В.О. ИЛЬИЧЕВА;
Н.Г. ШУЛИКА, канд. физ-мат. наук;
О.Н. ШУЛИКА, канд. физ-мат. наук;
В.Б. ЮФЕРОВ, д-р. техн. наук;
Е.В. РЫБАС

РАЗРАБОТКА СВЕРХПРОВОДЯЩИХ МАГНИТНЫХ ЛИНЗ ДЛЯ ФОКУСИРОВКИ ПУЧКОВ ЛЕГКИХ ИОНОВ С ЭНЕРГИЕЙ ПОРЯДКА 10 МЭВ

Надпровідні магнітні лінзи можуть бути застосовані як для радіального фокусування іонів у процесі прискорення, так і для фокусування іонних пучків, прискорених до значних енергій. Розробка таких лінз ведеться в Інституті плазменної електроніки й нових методів прискорення ННЦ ХФТІ НАНУ. Розроблено комп'ютерні програми для розрахунку фокусування широкоапертурних інтенсивних іонних пучків, на основі яких проведена оптимізація лінз. З обліком наявного практичного досвіду по виготовленню надпровідних соленоїдів, виконані інженерні розрахунки й ескізний проект надпровідних магнітних лінз для фокусування пучків дейтронів з енергією до 20 МэВ.

Сверхпроводящие магнитные линзы могут быть применены как для радиального фокусирования ионов в процессе ускорения, так и для фокусирования ионных пучков, ускоренных к значительным энергиям. Разработка таких линз ведется в Институте плазменной электроники и новых методов ускорения ННЦ ХФТІ НАНУ. Разработаны компьютерные программы для расчета фокусирования широкоапертурных интенсивных ионных пучков, на основе которых проведенная оптимизация линз. С учетом имеющегося практического опыта по изготовлению сверхпроводящих соленоидов, выполненные инженерные расчеты и эскизный проект сверхпроводящих магнитных линз для фокусирования пучков дейтронов с энергией до 20 МэВ.

Введение. Сверхпроводящие (СП) магнитные линзы (в виде коротких соленоидов) могут быть применены как для радиальной фокусировки ионов в процессе ускорения, так и для фокусировки ионных пучков, ускоренных до значительных энергий. Применение цилиндрических линз известно для фокусировки пучков заряженных частиц малых энергий. Однако, с повышением энергии частиц, требуются большие величины магнитных полей, поскольку фокусное расстояние тонкой линзы (длина линзы существенно меньше фокусного расстояния) определяется соотношением [1]:

$$\frac{1}{f} = \frac{e}{8mU} \int_{-\infty}^{+\infty} B^2(z) dz,$$

где B – магнитная индукция, U – ускоряющий потенциал, e и m – заряд и масса частицы.

Для энергий порядка 10 МэВ нужны величины магнитного поля на уровне 5 Тл, что требует применения СП линз. На практике для таких целей СП линзы применяются редко. В частности, в [2] описаны результаты применения длинного СП соленоида для обеспечения радиальной устойчивости пучка протонов в процессе ускорения в линейном ускорителе протонов СИУ-1 (МРТИ). В результате такого применения получен ток пучка около 400 мА, но при значительном разбросе частиц по энергиям. В то же время авторы [2] отмечают, что не достигли расчетных параметров системы. В [3] для реализации мощных линейных ускорителей ионов предложена схема на основе модифицированной переменного-фазовой фокусировки, в которой для согласования секций применяются короткие СП соленоиды с напряженностью магнитного поля в несколько тесла. Результаты компьютерного моделирования ускорения дейтронов в таком ускорителе [3] показывают целесообразность предложенного подхода.

Компьютерное моделирование фокусировки дейтронов. В работе путем компьютерного моделирования проведены расчеты фокусировки широкоапертурных ионных пучков, на основе которых проведена оптимизация линз по минимуму фокусного расстояния в следующих случаях: 1) по соотношению длины и толщины намотки, 2) по минимальной длине СП провода (рис. 1-4).

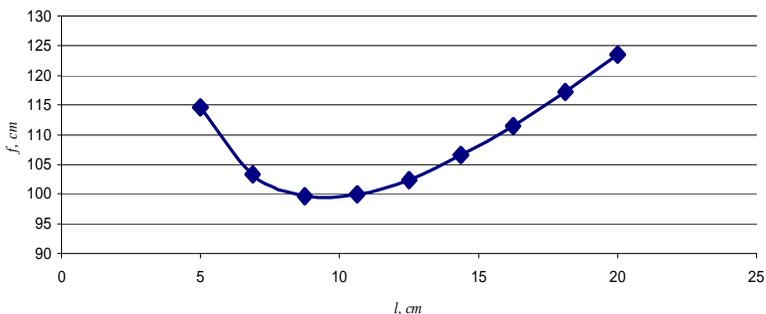


Рис. 1. Фокусировка параллельного пучка дейтронов с энергией 20 МэВ (вариант 1)

На рис. 1 представлены результаты оптимизации линзы по минимуму фокусного расстояния при постоянной площади сечения намотки (внутренний радиус 4 см, наружный радиус и длину требуется определить, сечение

намотки 45 см^2 , средняя плотность тока 15614 А/см^2 . Выбрано: длина линзы 10 см , наружный радиус около $8,5 \text{ см}$, при этом фокусное расстояние равно 98 см , напряженность магнитного поля в центре линзы $H_{00} = 57,668 \text{ кЭ}$.

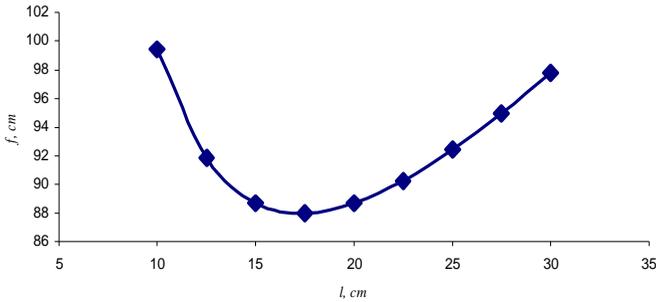


Рис. 2. Фокусировка параллельного пучка дейтронов с энергией 20 МэВ (вариант 2).

На рис. 2 представлены результаты оптимизации линзы по минимуму фокусного расстояния при постоянной длине провода (внутренний радиус линзы $3,5 \text{ см}$, наружный радиус и длину требуется определить, средняя плотность тока 15614 А/см^2 , длина провода $2,87 \text{ км}$ – такая же, как для рис. 1). В результате такой оптимизации при длине линзы $17,5 \text{ см}$ фокусное расстояние уменьшилось с 98 до 88 см .

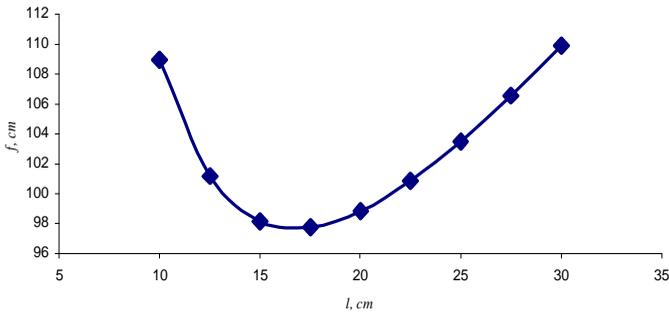


Рис. 3. Фокусировка параллельного пучка дейтронов с энергией 20 МэВ (вариант 3)

На рис. 3 представлены результаты оптимизации линзы по минимуму длины провода при сохранении фокусного расстояния (внутренний радиус $3,5 \text{ см}$, наружный радиус и длину требуется определить, средняя плотность тока 15614 А/см^2). При длине линзы 17 см , фокусном расстоянии 98 см (таком же, как на рис. 1) получили длину провода $2,67 \text{ км}$, то есть на 200 м меньше по сравнению с данными рис. 1, 2.

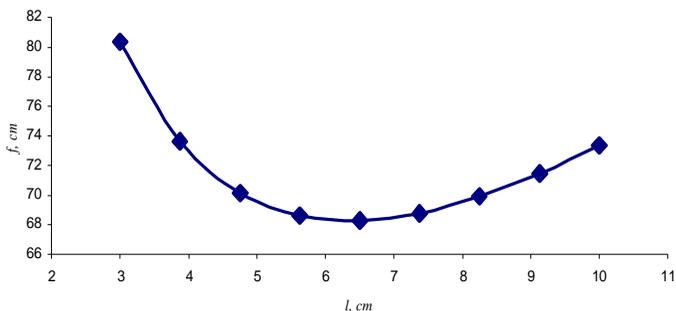


Рис. 4. Фокусировка параллельного пучка дейтронов с энергией 3 МэВ

На рис. 4 представлены результаты оптимизации линзы линзы по минимуму фокусного расстояния при постоянной площади сечения намотки линзы (внутренний радиус 3,0 см, сечение намотки 18 см^2 , наружный радиус и длину требуется определить, средняя плотность тока 15614 А/см^2). В результате оптимизации выбрано: длина линзы 6 см, наружный радиус 6 см. Напряженность магнитного поля в центре линзы $H_{00} = 33 \text{ кЭ}$.

После выбора оптимальных параметров соленоидальных СП линз был проведен расчет фокусировки широкоапертурного пучка дейтронов с энергией 20 МэВ с начальными условиями, соответствующими результатам предварительно проведенного компьютерного моделирования линейного ускорителя [3]. Результаты представлены на рис. 5.

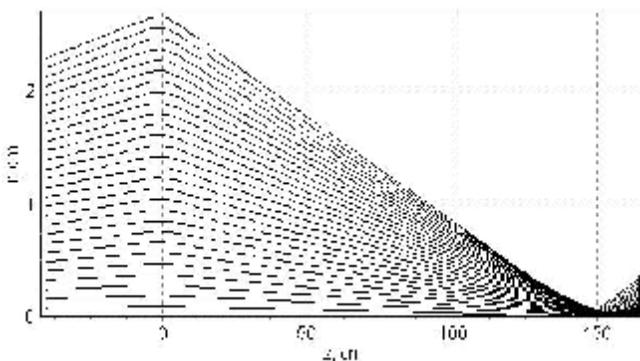


Рис. 5. Фокусировка дейтронов 20 МэВ. Радиус пучка на выходе из ускорителя $r_0 = 2,3 \text{ см}$, угол разлета $= 10 \text{ мрад} \cdot r/r_0$. Рассчитаны траектории дейтронов в линзе с параметрами: внутренний радиус 4 см, длина 10 см, наружный радиус около 8,5 см при средней плотности тока 15614 А/см^2 . Напряженность магнитного поля в центре линзы $H_{00} = 57,7 \text{ кЭ}$.

Как видно из рис. 5, фокус непараксиальных и слегка расходящихся лу-

чей находится в области $z = 157-160$ см. Отметим, что для параллельных параксиальных лучей фокусное расстояние в данном случае составляет около 100 см, что следует как из компьютерного моделирования, так и из расчета по формуле (1). Минимальный радиус пучка, или кроссовер, который в данном случае определяется непараксиальностью пучка (поскольку траектории частиц с большим радиусом инжекции преломляются сильнее), составляет 0,08 см при $z = 150$ см.

На рис. 6, 7 приведено распределение относительной плотности тока дейтронов по радиусу в фокальной плоскости и в области кроссовера.

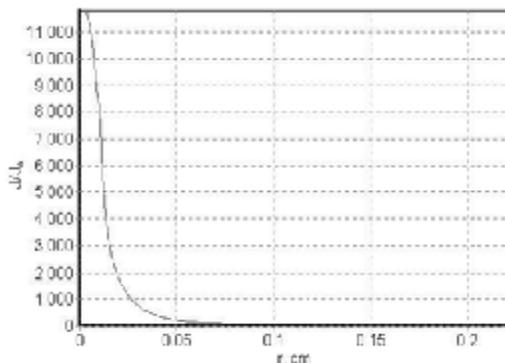


Рис. 6. Распределение относительной плотности тока дейтронов по радиусу в фокальной плоскости

Максимальная относительная плотность тока дейтронов на оси при $z = 157,8$ см составляет 11500. В основном она определяется параксиальными лучами.

При большой плотности мощности пучка мишень (полоска фольги) по мере облучения должна перематываться с катушки на катушку, либо располагаться на внешнем крае вращающегося диска, плоскость которого перпендикулярна пучку.

На рис. 8 представлена схема облучения дейтронами образца в специальной камере, обеспечивающей радиационную безопасность.

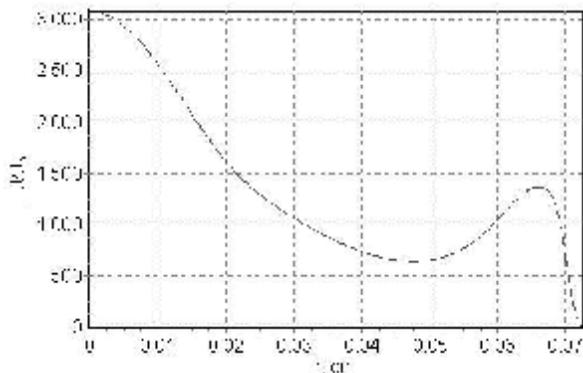


Рис. 7. Распределение относительной плотности тока дейтронов по радиусу в области минимального сечения пучка

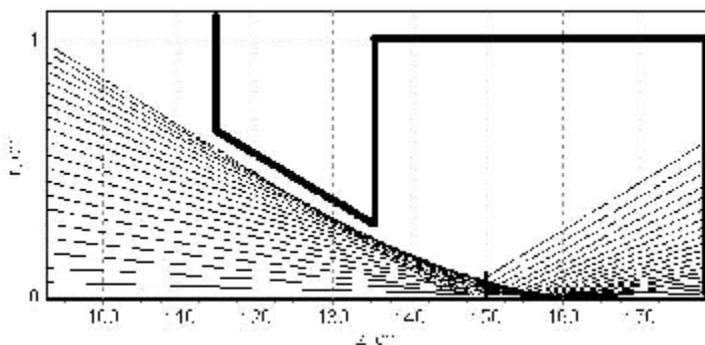


Рис. 8. Прием пучка на мишень в радиационно экранирующей камере («минимогильнике»)

При среднем радиусе входного отверстия 0,5 см максимальная толщина передней защитной стенки составляет 20 см. Реально внутренние границы радиационно экранирующей камеры должны быть существенно больше, чем показано на рисунке, – для значительного уменьшения потока вторичной радиации через входное отверстие. На рис. 8 мишень расположена в кроссовере пучка. В зависимости от среднего тока пучка и оптимального времени экспозиции, можно выбрать размеры и место расположения мишени после кроссовера, а переднюю защитную стенку поставить в области кроссовера, тем самым уменьшив выход вторичной радиации через отверстие для входа пучка.

Разработка эскизного проекта сверхпроводящих магнитных линз

Определение параметров СП линз. В предлагаемом нами случае для двух ускорителей дейтронов с энергиями: 1-5 МэВ и 20 МэВ фокусирующая система независима от ускоряющей, и ее свойства задаются величиной маг-

нитного поля Н фокусирующего магнита. Как указывалось, фокусирующие системы такого типа могут быть применены для ускорителей с энергией 10-20 МэВ при величинах магнитного поля 5-10 Тл, снимая некоторые проблемы, которые появляются при использовании квадрупольных линз. Следует заметить, что в отличие от тепловых магнитов, для сверхпроводящих систем энергия, потребляемая магнитом, не зависит от величины магнитного поля, а зависит только от габаритов магнитной системы и слабо зависит от ее весовых параметров, поскольку нет внутреннего тепловыделения, а есть теплоподвод через внешнюю границу и токовводы.

Основные требования к СП соленоидам-линзам перечислены ниже. Фокусирующий соленоид для дейтронов с энергией 1-5 МэВ должен иметь следующие параметры: вакуумное отверстие диаметром 80 мм с температурой стенок 300 К для прохождения пучка, внутренний радиус соленоида – 50 мм. Внешний радиус соленоида не регламентирован и будет определен при выборе плотности тока. Длина соленоида 60 мм, магнитное поле на оси в середине соленоида до 3,3 Тл. Фокусирующий соленоид для дейтронов с энергией 20 МэВ имеет параметры: вакуумное отверстие диаметром 80 мм с температурой стенок 300 К для прохождения фокусируемого пучка, внутренний радиус соленоида – 50 мм, внешний радиус соленоида также не регламентирован и будет определен расчетным путем. Длина соленоида – 100 мм, магнитное поле на оси, в середине катушки 5,6 Тл. Исходя из величин магнитных полей, до 10 Тл, материалом обмотки может быть кабель НТ-50. Более подробные характеристики различных типов кабеля представлены в табл. 1.

При анализе траекторий частиц в области фокусирующей СП линзы не зафиксированы траектории, выходящие на стенки канала, поэтому для данного случая нет необходимости учитывать радиационно зависимые характеристики сверхпроводящих материалов.

Таблица 1 – Параметры кабеля МНТ-0.57-109, NbTi Cu 1-0.75 и кабеля НТ-50УК

МНТ-50-0,57-109 NbTi/Cu==1/1,22	Диаметр, мм	Критический ток, А					
		4 Т	5 Т	6 Т	7 Т	8 Т	9 Т
	2.0		2800	2300	1800	1500	1200
	1.0		850	700	580	480	300
	0.7		550	450	360	230	190
	0.5		220	190	165	125	95
НТ-50-1.5УК	1.5	470	450	350			

Требования и выбор конструкции и параметров СП линз. Рассмотрены "лабораторный" и "промышленный" варианты изготовления и эксплуатации криогенного обеспечения СП магнитных линз. "Промышленный" вариант требует длительной, максимально автоматизированной эксплуатации при определенных капитальных затратах. "Лабораторный" вариант требует отно-

сительно меньших капитальных затрат при коротком периоде эксплуатации, т.е. не требуется особо минимизировать теплоподводы за счет стоимости изготовления и последующей кратковременной эксплуатации. Для обоих этих случаев конструктивные решения оказываются различными. Соленоид для ускорителя 1-5 МэВ следует отнести к классу "лабораторных" соленоидов с указанными выше требованиями. Длительность эксперимента – 1-5 суток, возможные хладагенты – жидкие азот и гелий. Соленоид 20 МэВ ускорителя следует отнести к классу "промышленных" соленоидов, требующих минимального обслуживания при круглосуточной эксплуатации в течение года, хотя возможна его работа и в "лабораторном" режиме.

Конструкция криогенной системы для линзы "лабораторного" типа выполнена с использованием емкостей с жидкими гелием и азотом и охлаждаемыми газообразным отходящим гелием тоководами. Здесь возможен подвариант с использованием высокотемпературных сверхпроводящих (ВТСП) тоководов на уровень температур около 80-105 К (стоимость около \$100 за 1 кА·м).

На рис. 1 представлен схематический вид криосистемы СП соленоида "лабораторного" типа.

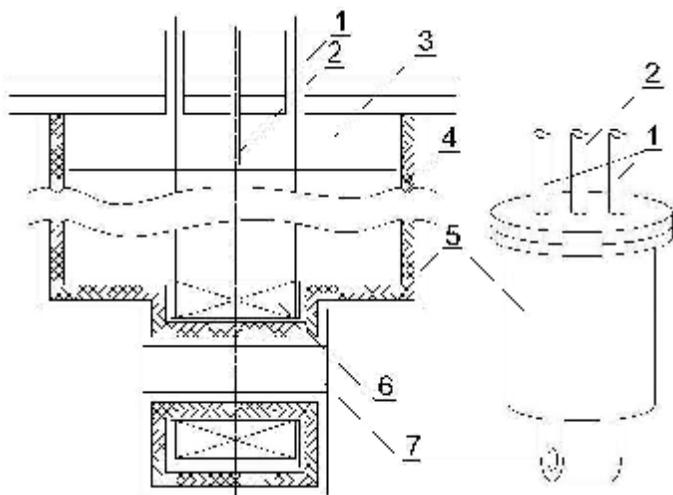


Рис. 9. Схематический вид криосистемы соленоида: 1 – тоководы соленоида, 2 – переливочка для заливки жидкого гелия, 3 – объем с жидким гелием или область размещения криогенератора, 4 – слоистая вакуумная теплоизоляция или азотный экран, 5 – корпус дьюара или криогенератора, 6 – соленоид, 7 – отверстие для ввода пучка

В табл. 2 представлены расчетные параметры СП магнитных линз для фокусировки широкоапертурных интенсивных ионных пучков с энергиями 20 МэВ (5,5 Т) и 5 МэВ (3,3 Т).

Таблица 2

Геометрия соленоидов	$2a_1 = 100$ мм, $2a_2 = 300$ мм,	$2a_1 = 100$ мм, $2a_2 = 250$ мм,
----------------------	-----------------------------------	-----------------------------------

	$l = 100 \text{ мм}, \alpha = 3,0, \beta = 1,0$	$l = 60 \text{ мм}: \alpha = 2,5, \beta = 0,6$
H_{max}/H_0	6,65/5,8	4,3/3,3
Кабель(мм)	НТ-50 ($\varnothing=1,5$)	НТ-50 ($\varnothing=1,5$)
Число витков	3500	1575
Транспортный ток (А)	280	300
Плотность тока (А/см ²)	$1,4 \cdot 10^4$	$1,5 \cdot 10^4$
Длина провода (м)	2200	865

Расчет магнитного поля на оси линзы проводился по формуле [4]:

$$H_0 = \frac{NI}{a_1} \frac{1}{2\beta(\alpha-1)} F(\alpha, \beta) \quad F(\alpha, \beta) = 0,4\pi\beta \ln \frac{\alpha + (\alpha^2 + \beta^2)^{1/2}}{1 + (1 + \beta^2)^{1/2}}$$

где N – число витков, I – ток в соленоиде, a_1 и a_2 – внутренний и внешний радиусы соленоида, $\alpha = a_2/a_1$, $\beta = b/a_1$, $l = 2b$ – длина соленоида, $F(\alpha, \beta)$ – форм-фактор.

Определение теплоподводов. Для расчета тепловых характеристик используется уравнение теплового баланса: $Q = \Sigma Q_j$ Здесь Q_1 – теплоподвод к поверхности магнита за счет: теплового излучения, эквивалент величины σT^4 ; Q_2 – теплоподвод по подвесам и опорам – эквивалент уравнения Фика – $\Sigma \lambda_i \Delta T s_i / l_0$, где λ_i – теплопроводности материалов при использовании комбинированных опор, ΔT – разность температур, s_i – сечения различных материалов, теплоизоляторов в комбинированной опоре, l_0 – длина опоры; Q_3 – теплоподвод по тоководам, который пропорционален квадрату тока, I^2 , удельному сопротивлению материалов – ρ , геометрическим параметрам тоководов, r , l , – радиусу и длине токовода, коэффициентам теплопередачи от холодного газообразного гелия к деталям тоководов – σ .

Для "лабораторной" и "промышленной" системы охлаждения СП-линз получаем разные значения теплоподводов и теплопотерь и, соответственно, разные конструкции. Нагрузкой является собственно соленоид, с $T = 4 \text{ К}$ и внешней поверхностью, $S \approx 1,1 \cdot 10^3 \text{ см}^2$. При использовании слоисто-вакуумной изоляции без охлаждаемого жидким азотом экрана, радиационный теплоподвод к такой системе может быть получен на уровне 10^{-2} Вт . Охлаждаемые протоком газообразного гелия оптимизированные тоководы дают теплоподвод на уровне $(7-10) \cdot 10^{-4} \text{ Вт/А}$, т.е. при токе до 500 А, теплоподвод к соленоиду будет менее 1,0 Вт, что соответствует испарению LHe 1,7л/час, т.е. приблизительно $\approx 40 \text{ л/сутки}$. Танк-дьюар такого объема имеет поверхность около $1,0 \cdot 10^4 \text{ см}^2$ и, соответственно, теплоприток на уровне 0,1 Вт.

Второй вариант охлаждения магнитных линз выполняется с использованием двухуровневых криогенераторов на температуру 4 К и 80 К с обязательным использованием ВТСП тоководов.

При работе с криогенератором нет отходящих паров гелия, и тоководы

не могут охлаждаться потоком газообразного гелия, и поэтому охлаждаются только с одного конца. Использование ВТСП –токовводов с критической температурой 80-105 К позволяет не иметь тепловыделений в системе соленоида и токовводов вплоть до температур экрана, т.е. 80-100 К. Теплоподвод по токовводам идет из области с температурой 300 К на поверхность с $T = 80$ К и составляет около 20 Вт, который должен сниматься первой ступенью криогенератора с температурой 80-105 К. Теплоприток в зону 4 К из-за малой величины теплопроводности ВТСП-материала лежит на уровне 0,1-0,2 Вт и снимается второй ступенью криогенератора.

Первый вариант системы. Стоимость системы СП-соленоида ~20 тыс. у.е., обмотка – материал сп НТ-50 + ВТСП – 2,5 тыс у.е., эксплуатация в течение года, т.е. стоимость жидкого гелия, без учета фонда оплаты труда, фот, – 50 тыс у.е.

Второй вариант системы. Стоимость соленоида и системы – 10 тыс у.е. Криогенератор 50 тыс у.е.

Выводы. В работе путем компьютерного моделирования приведены расчеты фокусировки широкоапертурных ионных пучков, на основе которых проведена оптимизация линз по минимуму фокусного расстояния и определены траектории фокусируемых ионов дейтерия с энергией 20 МэВ.

Рассмотрены параметры СП магнитных линз для фокусировки широкоапертурных интенсивных ионных пучков с энергиями 20 МэВ (5,5 Т) и 5 МэВ (3,3 Т), и представлены варианты криогенного обеспечения.

Работа доложена на XX Международном семинаре по ускорителям заряженных частиц (Алушта, Крым, 9-15 сентября 2007 г.).

Список литературы: 1. *Н.С. Зинченко.* Курс лекций по электронной оптике. Издательство ХГУ, Харьков, 1958, 275 с. 2. *В.М. Пироженко, О.В. Плинк.* Линейный ускоритель протонов с фокусировкой пучка сверхпроводящим соленоидом и ускорением в резонаторе со встречными вибраторами // Вопросы атомной науки и техники, сер. Ядерно-физические исследования, 1989, вып. 6, с. 30-33. 3. *В.И. Бутенко, О.С. Друй, Б.И. Иванов, Н.Г. Шулика, О.Н. Шулика, В.Б. Юферов, В.О. Ильичева.* Применение сверхпроводящих соленоидов для согласования секций в линейных ускорителях // Тезисы XX Международного семинара по ускорителям заряженных частиц (Алушта, Крым, 9-15 сентября 2007 г.), с. 111-112. Издательство ННЦ ХФТИ, Харьков, 2007. 4. *Д. Монтгомери.* Получение сильных магнитных полей с помощью соленоидов. М.: "Мир", 1971г, 355 с.

Поступила в редколлегию 15.10.07

Ю.С. ГРИЦУК, канд. техн. наук, проф.,
А.Е. ВИШНЕВСКИЙ, магистр

ПРИМЕНЕНИЕ МИКРОКОНТРОЛЛЕРОВ АТМЕГА ПРИ ИСПЫТАНИЯХ И ИССЛЕДОВАНИЯХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АППАРАТОВ

Наведено структурну схему автоматизованої системи керування технологічним процесом випробувань і досліджень швидкодіючих запобіжників на базі мікроконтролера Atmega16, розроблені алгоритм роботи схеми й алгоритм розрахунку їх захисних і інтегральних характеристик.

Приведена структурная схема автоматизированной системы управления технологическим процессом испытаний и исследований быстродействующих предохранителей на базе микроконтроллера Atmega16, разработаны алгоритм работы схемы и алгоритм расчета их защитных и интегральных характеристик.

Введение. Для проведения коммутационных исследований на постоянном токе таких электрических аппаратов, как быстродействующие предохранители (БП), используются экспериментальные установки, которые включают в себя главную цепь и цепь управления. Схемы таких установок представлены в [1, 2]. Главную цепь установки составляют ударный генератор (УГ) ($U_{н}=880$ В, $I_{уд}=70$ кА), вращаемый асинхронным двигателем, регулируемые реакторы L , регулируемое сопротивление R_a , защитный выключатель (ЗВ), включающий аппарат (ВА), макет аппарата (МА).

При исследовании кратковременных процессов горения дуги в БП (от 0,5 до 10 мс) для того, чтобы обеспечить регистрацию возможных острых пиков перенапряжения, для записи кривых тока и напряжения при отключении тока короткого замыкания БП, обычно используют электромеханический или электронный осциллографы и осуществляют фотографирование с помощью фотоприставки. Все это требует проведения графической обработки осциллограмм и приводит к дополнительным материальным, временным и трудовым затратам.

Сократить сроки проведения коммутационных исследований, повысить точность измерений, снизить их стоимость можно, применив автоматизированную систему управления технологическим процессом исследований (АСУ ТПИ) с применением микроконтроллера (МК) [2-4].

Целью данной статьи является разработка структурной схемы АСУ ТПИ, а также алгоритма управления стендом испытаний или исследований быстродействующих предохранителей на постоянном токе и алгоритма программы для определения их защитных и интегральных характеристик при

четырёх контролируемых параметрах (датчиках), в том числе: ток; напряжение; температура в центре плавкого элемента; температура на выводах. Длительность процесса коммутации при отключении тока короткого замыкания БП составляет от 0,1 до 10 мс.

Для решения этой задачи был проведен обзор и анализ схем АСУ ТПИ, лабораторных стендов и применяемых в них микроконтроллеров [1-4]. Изложенные в [2-4] схемы АСУ ТПИ, выполненные на базе МК-51 и МК-251, имеют ряд недостатков. Для их создания, кроме МК, требуется целый ряд отдельных элементов, таких как АЦП, аналоговые коммутаторы, источники опорного напряжения и др., которые необходимо выбрать и смонтировать в одном блоке. Все это приводит к увеличению материальных, временных и финансовых затрат на ее разработку, монтаж, наладку и эксплуатацию.

Анализ условий задачи, поставленной в данной работе, схем АСУ ТПИ и характеристик существующих микроконтроллеров показывает, что для ее решения целесообразно выбрать высокоинтегрированный МК *Atmega16*. Выбор микроконтроллера осуществлялся по следующим характеристикам: быстродействие, надежность, помехоустойчивость, наличие необходимых периферийных устройств, энергопотребление, стоимость и др.

МК семейства Mega являются 8-ми разрядными, предназначенными для встраиваемых приложений. Они изготавливаются по малопотребляющей КМОП-технологии, которая в сочетании с усовершенствованной RISC архитектурой позволяет достичь наилучшего соотношения быстродействие/энергопотребление. В состав МК *Atmega16* входят: два 8-разрядных таймеры/счетчики (таймеры $T0$ и $T2$); 16-разрядные таймеры/счетчики (таймеры $T1$ и $T3$); сторожевой таймер WDT; аналоговый компаратор; многоканальный 10-разрядный АЦП, как с несимметричными, так и с дифференциальными входами; полнодуплексный универсальный асинхронный приемник-передатчик (UART); полнодуплексный универсальный синхронный/асинхронный приемник-передатчик (USART); последовательный синхронный интерфейс SPI; аналоговый коммутатор и другие устройства. Более полное описание МК *Atmega16* изложено в [6].

Предложенная структурная схема АСУ ТПИ, выполненная на базе МК *Atmega16* (рис. 1), включает в себя: датчики контролируемых параметров (тока, напряжения, температуры плавкого элемента и выводов) $D1-D4$; нормирующие усилители $У1-У4$; МК (содержащий используемые в данной схеме следующие элементы: генератор тактовых сигналов, память команд, ОЗУ, аналоговый коммутатор, АЦП, источник опорного напряжения UREF, встроенные 4 порта и последовательный канал связи RS232C); компараторы $K1-K4$ типа K554 CA3, выходы которых по «ИЛИ» объединены с выходными управляющими сигналами МК; устройства согласования и обмена УСО1-УСО4, которые включают исполнительные устройства силовой установки, задающие режим испытаний или исследований; компьютер РС. При исследовании процессов длительностью меньше 0,1 мс в схеме используется внеш-

ний АЦП.

Подключенные к объекту датчики соответствующих контролируемых параметров Д1-Д4, являются преобразователями тока, напряжения, температуры в напряжение. Нормирующие усилители согласуют выходное напряжение датчиков с требуемым входным сигналом АЦП 0-2,5 В и обеспечивают низкое выходное сопротивление. АЦП является быстродействующим многоканальным десятиразрядным преобразователем входного напряжения в параллельный двоичный код. Запуск преобразователя производится микроконтроллером, окончание преобразования вызывает сигнал готовности, который является командой для считывания данных. Через последовательный интерфейс RS232C АСУТПИ данные поступают в компьютер, который может изменять режимы испытаний или исследований, а также принимать, запоминать, обрабатывать, отображать и документировать результаты исследований.

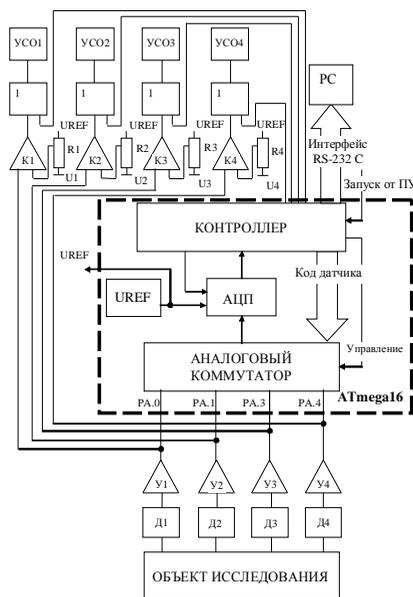


Рис. 1. Структурная схема автоматизированной системы управления технологическим процессом исследований электрических аппаратов

Алгоритм работы схемы АСУ ТПИ приведен на рис. 2. Он обеспечивает опрос датчиков и передачу информации в РС. В начале алгоритма производится установка исходного состояния всех управляющих сигналов. В главном цикле алгоритма (2-16) производится программирование портов, включение аналогового коммутатора, устанавливается счетчик параметров. Во внутреннем цикле происходит запуск АЦП и считывание кода (8-13), с по-

следующим вычислением параметра (14). Затем происходит настройка связи с РС (17), и передача массива полученных данных в РС. В случае, когда $P > P_{доп}$, контроллер выдает сигналы на логические элементы «ИЛИ», связанные с $УСО1-УСО4$, которые обеспечивают управление объектом исследований. Кроме того, при возникновении аварийной ситуации ($P > P_{доп}$) и выходе контроллера из строя, сигнал идет с усилителей на компараторы $K1-K4$ и после сравнения с $U1-U4$ подается на элементы «ИЛИ», которые в свою очередь, выдают на $УСО1-УСО4$ импульсы для отключения всей установки.

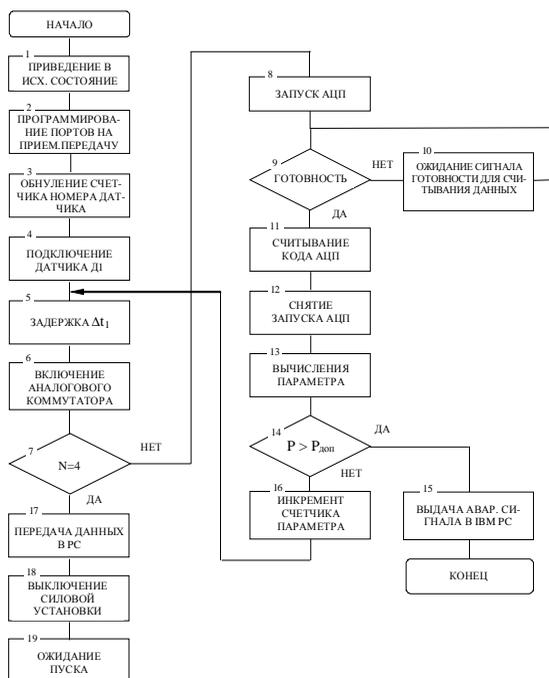


Рис. 2. Алгоритм работы схемы автоматизированной системы управления технологическим процессом исследований быстродействующих предохранителей

В качестве компараторов $K1-K4$ выбираем широко используемые интегральные схемы КР554СА3 с открытым коллектором, что облегчает стыковку с логическими уровнями МК и цифровых интегральных схем. Установка опорных напряжений $U1-U4$ осуществляется резисторами $R1-R4$. При этом используется внутренний источник опорного напряжения UREF микросхемы МК Atmega16. При аварии МК переходит в режим прерывания, выполнение основной программы приостанавливается и МК выдает сообщение об аварийной ситуации в РС (15).

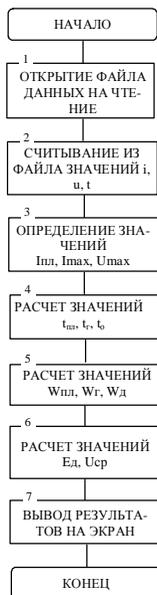


Рис. 3. Алгоритм программы обработки данных, полученных в результате исследований БП

После передачи данных в компьютер (17), они обрабатываются в соответствии с алгоритмом, представленным на рис. 3, по методике, изложенной в [5]. Значения данных, полученные при исследованиях БП, считываются из файла данных (1-2 (рис. 3)). После чего, по формулам, приведенным в [5] рассчитываются ток плавления, максимальные значения тока к.з. и напряжения, времена плавления перешейка, горения дуги и отключения тока к.з., интегралы плавления, горения и Джоулев интеграл, а также значения энергии дуги и среднеинтегрального напряжения на дуге (3-6). Результаты расчетов выводятся на экран (7 (рис. 3)).

Выводы. Разработанная схема АСУ ТПИ и приведенные алгоритмы позволяют многократно сократить сроки проведения исследований быстродействующих предохранителей, повысить их экономическую эффективность и достоверность результатов исследований, а также могут использоваться при проведении испытаний или исследований других коммутационных электрических аппаратов и устройств электробытовой техники.

Список литературы: 1. *Петин О.В., Щербаков Е.Ф.* Испытания электрических аппаратов. – М.: Высш. школа, 1985.–215 с. 2. *Гришук Ю.С., Ржевский А.Н., Гришук С.Ю.* Автоматизированная система управления для коммутационных исследований и испытаний электрических аппаратов. // Вестник НТУ “ХПИ”. Сб. науч. трудов. Вып. 17. – Харьков: НТУ “ХПИ”. 2001. – С. 48-50. 3. *Гришук Ю.С., Кузнецов А.И., Ржевский А.Н., Гришук С.Ю.* Применение микроконтроллеров в схемах автоматизированного управления испытаниями электрических аппаратов. // Вісник НТУ «ХП». 36. наук. праць. – Харків: НТУ «ХП», 2005. – Вип. 35 – С. 63-68. 4. Микропроцессорные устройства: Учебное пособие. / *Гришук Ю.С.* – Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. – 280 с. 5. Методичні вказівки до лабораторних робіт з курсу "Основи математичної статистики та планування експерименту". Частина 2. "Основи математичної статистики" для студентів спеціальності 092206-02 "Електричні машини і апарати" усіх форм навчання / Уклад. *Ю.С. Гришук.* – Харків: НТУ "ХП", 2001. – 30 с. 6. *Евстифеев А.В.* Микроконтроллеры AVR семейств Тіпу и Мега фирмы "Atmel" – М.: Издательский дом "Додэка XXI", 2004. – 560 с.

Поступила в редколлегию 30.11.07

Ю.С. ГРИЩУК, канд. техн. наук, проф.,
А.И. КУЗНЕЦОВ, канд. техн. наук,
С.Ю. ГРИЩУК,
А.Н. РЖЕВСКИЙ

О ПРИМЕНЕНИИ АЛЮМИНИЕВЫХ ПЛАВКИХ ЭЛЕМЕНТОВ В БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИХ ПРЕДОХРАНИТЕЛЯХ

Викладено результати експериментальних досліджень алюмінієвих плавких елементів у швидкодіючих запобіжниках із кварцовим наповнювачем. Наведено рекомендації з вибору конструктивних і геометричних параметрів алюмінієвих плавких елементів.

Изложены результаты экспериментальных исследований алюминиевых плавких элементов в быстродействующих предохранителях с кварцевым наполнителем. Приведены рекомендации по выбору конструктивных и геометрических параметров алюминиевых плавких элементов.

Введение. Замена серебра алюминием в быстродействующих плавких предохранителях с наполнителем (БППН), является одной из актуальных задач электроаппаратостроения.

Для разработки методик расчета защитных характеристик быстродействующих предохранителей с алюминиевыми плавкими элементами и кварцевым наполнителем необходимо определить степень влияния каждого в отдельности фактора, а также их совместное влияние на характеристики предохранителей.

Решение этой задачи целесообразно проводить на основе экспериментальных исследований с эффективным использованием математических методов. Одним из таких методов является математическая теория планирования эксперимента.

В математической интерпретации задача сводится к построению интерполяционных формул, позволяющих производить выбор геометрических и конструктивных параметров быстродействующих предохранителей (БП) с алюминиевыми плавкими элементами (АПЭ) и кварцевым наполнителем.

Для проведения многофакторных экспериментальных исследований на основе математической теории планирования эксперимента необходимо осуществить выбор функций отклика [1]. Согласно [2] функция отклика является реакцией на воздействие в нашем случае целесообразно факторов, которые определяют поведение выбранного объекта исследования. Исходя из поставленной задачи, в качестве исследуемых функций отклика в принятые следующие характеристики предохранителей: полный интеграл отключения –

$W_{\text{п}}$, интеграл плавления – $W_{\text{пл}}$, интеграл горения дуги – $W_{\text{г}}$, ток ограничения – $I_{\text{о}}$, ток плавления – $I_{\text{пл}}$, перенапряжение – $U_{\text{п}}$, среднеинтегральное напряжение – $U_{\text{ср}}$, время плавления – $t_{\text{пл}}$, время горения дуги – $t_{\text{г}}$, полное время – $t_{\text{п}}$, длина выгорания плавкого элемента – $l_{\text{г}}$, энергия дуги – $E_{\text{г}}$.

После выбора функций отклика необходимо осуществить выбор факторов, оказывающих существенное влияние на ту или иную характеристику предохранителя, определить их область и шаг варьирования, установить отсутствие корреляции между ними, проверить их управляемость, однозначность и совместимость на различных уровнях варьирования в пределах выбранных областей. Решение этих задач можно осуществить на основе экспериментальных исследований БП.

Постановка задачи. Целью работы является проведение коммутационных исследований БП с алюминиевыми плавкими элементами с целью выбора параметров модуля плавкого элемента и определения влияния расстояния между последовательными перешейками и толщины фольги на защитные характеристики БП. Для решения этой задачи были проведены однофакторные экспериментальные исследования разработанных макетов быстродействующих предохранителей с алюминиевыми плавкими элементами и кварцевым наполнителем на постоянном токе. В качестве изменяющихся факторов были выбраны геометрические и конструктивные параметры АПЭ.

Макеты предохранителей и экспериментальная установка.

При исследовании коммутационных характеристик использовались: макеты быстродействующих предохранителей в которых использовались корпуса, выпускаемых серийно предохранителей серий ПП-57, ПНБ-5 и ПН-2, изготовленные из электротехнического фарфора. Плавкие элементы изготавливались из алюминиевой фольги различной толщины методом штамповки. В эксперименте использовалась алюминиевая фольга, толщина которой находилась в пределах от 0,04 до 0,2 мм.

Токоподводящие контакты основания изготавливались из электротехнического алюминия АД1. Контактное соединение АПЭ с контактами основания осуществлялось при помощи импульсной сварки. Подключёние макетов к электрической цепи осуществлялось с помощью болтового соединения. В качестве дугогасящего вещества использовался кварцевый наполнитель, который применяется в быстродействующих предохранителях серий ПП-57, ПП-60. Кварцевый наполнитель засыпался в корпус макета предохранителя, а затем с помощью вибраций уплотнялся, после чего корпус закрывался металлической крышкой. Численное значение объемной плотности составляло $1,48 \pm 0,06$ гсм. Уплотняющие прокладки изготавливались из асбеста.

При проведении экспериментов использовалась экспериментальная установка, схема которой приведена на рис. 1. Главную цепь установки составляют: ударный генератор постоянного тока УГ ($U_{\text{н}} = 880$ В, $I_{\text{уд}} = 70$ кА), регулируемые реакторы L , регулируемое активное сопротивление $R_{\text{а}}$, защитный выключатель – ЗВ, включающий аппарат – ВА, макет предохранителя – МП.

Измерение токов производилось с помощью шунта Ш ($R_{ш} = 0,7 \cdot 10^{-5}$ Ом).

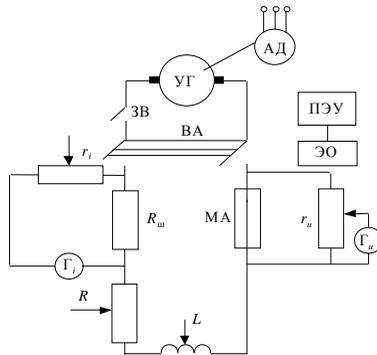


Рис. 1. Схема экспериментального стенда для коммутационных исследований электрических аппаратов

Ток короткого замыкания и постоянная времени контура подбирались при металлическом коротком замыкании для заданного напряжения генератора путем изменения величины индуктивности реакторов и величины активного сопротивления. Напряжение на дуге измерялось по схеме делителя напряжения. Кривые напряжения и тока при проведении эксперимента записывались с помощью светолучевого осциллографа на светочувствительную фотобумагу. При этом использовались гальванометры типа MSU. Масштаб времени соответствовал 0,1 мс/мм. Обработка осциллограмм проводилась графическим методом с последующим расчетом значений интегральных характеристик и значений энергий дуги на ЭВМ по разработанной программе, что позволило значительно повысить точность их определения.

В настоящей работе исследовались алюминиевые плавкие элементы с трапециевидальной формой выреза. Они обладают большим быстродействием, по сравнению с прямоугольной и другими формами, и позволяют исследовать влияние длины перешейка АПЭ на защитные характеристики БП.

Весьма важными конструктивными параметрами модуля плавкого элемента являются ширина перешейка b_0 , ширина ветви b , угол выреза α .

Исходя из анализа литературы [3, 46] и требований по быстродействию, нагреву, селективности и технологичности, выбраны следующие параметры модуля АПЭ $b_0 = 0,5$ мм и $b = 12b_0$, $\alpha = 70^\circ$.

Расстояние между последовательными перешейками l_n также является весьма существенным параметром в конструкции плавкого элемента. Приведенные в литературе [3-5] рекомендации по выбору величины расстояния между последовательными перешейками носят в некоторой степени противоречивый характер. Применение этих рекомендаций к быстродействующим предохранителям с АПЭ является весьма проблематичным, поскольку они получены для других материалов и для других форм перешейков. Для опре-

деления влияния расстояния между последовательными перешейками l_n на характеристики БП проведены исследования АПЭ на постоянном токе с трехкратным дублированием опытов при следующих параметрах контура: $U = 400$ В, $I_k = 30$ кА, $T = 30$ мс, и параметрах плавкого элемента: толщина фольги $\delta = 0,12$ мм, число последовательных перешейков $n_1 = 5$, число параллельных перешейков $n_2 = 8$, длина перешейка $l = 0,6$ мм. Результаты исследований приведены в табл. 1. Как видно из результатов эксперимента, в случае сливания последовательных дуг интегральные защитные характеристики существенно ухудшаются, т.е. интеграл Джоуля увеличивается, что имеет место при $1 \text{ мм} \leq l_n \leq 7 \text{ мм}$. Анализ полученных экспериментальных данных указывает, что расстояние между последовательными перешейками l_n целесообразно выбирать не менее 10 мм. Это обеспечивало раздельное горение последовательных дуг вплоть до полного гашения дуги во всем диапазоне исследований, проведенных в данной работе.

Таблица 1 – Условия и результаты исследований АПЭ

Условия	Результаты											
	I_n	U_n	U_{cp}	$I_{пл}$	I_0	$t_{пл}$	t_r	t_n	$W_{пл}$	W_r	W_n	E_d
	мм	В	В	А	А	мс	мс	мс	$A^2 c$	$A^2 c$	$A^2 c$	Дж
$\delta = 0,12$ мм $l = 0,6$ мм $n_1 = 5$ $n_2 = 8$ $I_k = 3 \cdot 10^4$ А $T = 30$ мс $U = 400$ В	1	700	427	2950	3400	3,15	21,10	24,25	9138	25794	34931	10777
	2	760	460	2975	3180	3,25	16,70	19,95	9588	14749	24337	5224
	3	790	510	3000	3140	3,3	6,80	10,10	9900	13572	23472	4420
	4	815	560	3000	3115	3,45	5,15	8,30	10350	12930	23180	4116
	5	830	610	3015	3110	3,40	4,40	7,75	10453	12149	22602	3922
	6	835	614	3015	3105	3,50	4,20	7,70	10605	11405	22010	3851
	7	830	607	3000	3100	3,50	4,10	7,60	10500	11185	21685	3651
	8	829	609	3010	3100	3,47	4,10	7,40	10479	11160	21639	3654
	9	830	613	3015	3115	3,5	4,10	7,60	10605	11190	21795	3648
	10	835	616	3010	3106	3,5	4,08	7,63	10570	11186	21756	3653

Толщина фольги плавкого элемента также является весьма существенным фактором, влияющим на характеристики предохранителей [3-5].

С целью определения степени влияния толщины алюминиевой фольги на характеристики предохранителей с плавкими элементами, проведены экспериментальные исследования на постоянном токе. Толщина алюминиевой фольги при этом изменялась от 40 до 200 мк. При изменении толщины фольги δ соответствующим образом изменялась площадь сечения перешейков плавкого элемента S , а, следовательно, и плотность тока в перешейках j . Результаты исследований представлены на рис. 2 и 3.

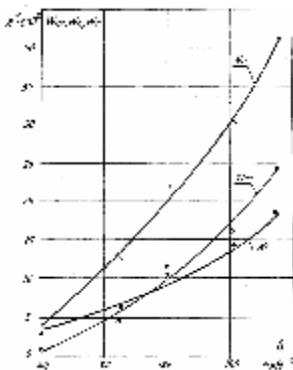


Рис. 2. Зависимость полного интеграла W_n , интеграла плавления W_m и интеграла горения W_g от толщины алюминиевой фольги δ

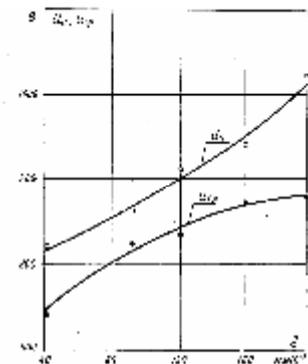


Рис. 3. Зависимость перенапряжения U_n и среднеинтегрального значения напряжения на дуге U_{cp} от толщины фольги δ

Выводы. Полученные результаты экспериментальных исследований АПЭ на постоянном токе позволяют определить характер и степень влияния расстояния между последовательными перешейками и толщины фольги на характеристики БП и могут быть использованы для построения их многофакторных математических моделей и разработки БП с АПЭ.

Список литературы: 1. *Ивоботенко Б. А., Ильинский Н. Ф., Копылов И. П.* Планирование эксперимента в электромеханике. – М.: Энергия, 1975. – 184 с. 2. *Грачев Ю. П.* Математические методы планирования экспериментов. – М.: Пищевая промышленность, 1979. – 200 с. 3. *Грищук Ю.С.* Применение метода планирования эксперимента при исследовании характеристик быстродействующих предохранителей полупроводниковых преобразователей // Вестник ХПИ № 173 "Проблемы оптимизации полупроводниковых систем преобразования энергии", Вып. I, Харьков, 1980. 4. *Грищук Ю. С., Кузнецов А. И., Грищук С. Ю., Ржевский А. Н.* Применение математической теории эксперимента к задаче анализа и синтеза быстродействующих предохранителей. // Вестник Национального техн. ун-та "ХПИ". Сб. науч. трудов. Вып. 42. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2004. – С. 37-42. 5. *Грищук Ю.С., Ржевский А.Н., Грищук С.Ю.* Многофакторные исследования предохранителей с плавкими алюминиевыми элементами повышенного быстродействия // Вісник НТУ "ХПІ". 36. наук. праць. Вип. 16. – Харків: НТУ "ХПІ", 2001, 62-64 с.

Поступила в редколлегию 04.12.07

Ю.С. ГРИЩУК, канд. техн. наук, проф.,
Ю.Н. МЕЛЕЖИК, магистр

О ПРИМЕНЕНИИ МАТЕРИАЛОВ С ПАМЯТЬЮ ФОРМЫ В ПЛАВКИХ ЭЛЕМЕНТАХ БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИХ ПРЕДОХРАНИТЕЛЕЙ

Викладено результати огляду й аналізу конструкцій запобіжників з пам'яттю форми й математичних моделей горіння дуги у швидкодіючих запобіжниках. Обґрунтовано необхідність проведення багатofакторних комутаційних досліджень запобіжників з пам'яттю форми і побудови їхніх математичних моделей.

Изложены результаты обзора и анализа конструкций предохранителей с памятью формы и математических моделей горения дуги в быстродействующих предохранителях. Обоснована необходимость проведения многофакторных коммутационных исследований предохранителей с памятью формы и построения их математических моделей.

Введение. В настоящее время плавкие предохранители являются одним из наиболее простых и широко применяемых для этих целей аппаратов. Интенсивное проведение разработок и рост производства быстродействующих предохранителей (БП) вызвано широким применением силовой полупроводниковой преобразовательной техники, вследствие чего возникла необходимость защиты полупроводниковых вентилях от токов короткого замыкания. В ряде этих и других электротехнических устройств быстродействующие предохранители являются основной или даже единственной токовой защитой.

Анализ конструкций БП и их защитных характеристик [1-4] показывает, что, в связи с возросшими к ним требованиями, их технико-экономические характеристики и быстродействие требуют повышения.

Для разработки предохранителей с улучшенными технико-экономическими характеристиками требуется поиск новых технических решений и разработка методик их расчета.

Целью данной статьи является проведение обзора и анализа конструкций предохранителей с памятью формы (ППФ) и определение возможности использования плавких элементов с памятью формы (ПЭПФ) и существующих математических моделей горения дуги в БП для расчета их конструктивных параметров и защитных характеристик.

Для решения поставленной задачи были рассмотрены предохранители с плавкими элементами, обладающими памятью формы, приведенные в [5-11].

На рис. 1 представлен плавкий предохранитель, состоящий из корпуса 1, выполненный разъемным по длине из двух частей (половин), коаксиально установленных с возможностью осевого перемещения (скользящая посадка), выполненных из диэлектрического материала (стекло, оргстекло), преимущественно из полимерного материала, токопровода 2 с буртом 3 на торце и токопровода 4, закрепленных жестко на концах корпуса 1. Токоподводы внутри корпуса жестко соединены с плавким элементом 5, выполненным из материала обладающего эффектом “памяти формы”, например из никелида титана. Место разъема корпуса снаружи снабжено (установленным с натягом) фиксирующим элементом 6 в виде кольца преимущественно из резины.

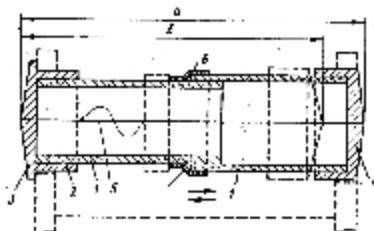


Рис. 1. Схема предохранителя с плавким элементом, выполненным из материала обладающего эффектом “памяти формы”

Предохранитель работает следующим образом. В момент перегрузки в электроцепи элемент 5, соединяющий токоподводы 2 и 4, меняет первоначальную форму (сгибается) под действием температурной нагрузки и принимает форму, показанную пунктиром, увлекая за собой подвижную часть корпуса 1 с токопроводом 4, а так как второй токопровод 2 своим буртом 3 зацепляется за торец контактного зажима, разъединя тем самым цепь, то он остается висеть зажатый на одном контактном зажиме с уменьшением размеров от a до b до устранения неисправности в цепи. Для повторного включения предохранителя он вынимается из контактного зажима, растягивается его пластмассовый корпус элементом 5 до размера a и вставляется вновь в контактные зажимы, при этом фиксирующий элемент 6 (кольцо из резины) дополнительно страхует его от сжатия за счет своего трения или от самовосстановления и включения. При применении ППФ в торцовых подпружиненных контактах он при срабатывании от перегрузки выпадает за счет уменьшения своей длины. Форму элемента 5 (рис. 1) и необходимую для отведения токопровода (одного) 4, закладывают в “память” при помощи термомеханической обработки.

На рис. 2 представлен электрический предохранитель со вставкой из сплава, запоминающего форму. При токе перегрузки или токе короткого замыкания, встроенная в предохранитель вставка, в результате увеличения механических напряжений разрушается в месте, которое определено формой вставки, наличием перфорации или покрытия в виде химически активного

сплава, или в месте ее закрепления. При этом части вставки удаляются одна от другой с такой скоростью, что электрическая дуга не возникает.

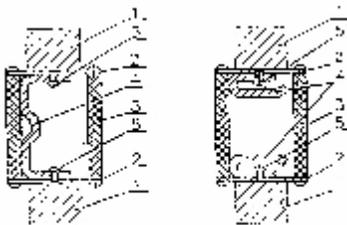


Рис. 2. Схема предохранителя (до и после срабатывания) с плавкой вставкой из сплава, запоминающего форму

Альтернативой традиционному принципу исполнения плавких предохранителей являются предохранители с термомеханическим разрушением плавкой вставки при помощи термоприводного элемента из сплава с эффектом памяти формы. На рис. 3 показана схема данного типа предохранителя, работа которого базируется на том, что во время прохождения определенного тока термочувствительный элемент 2 принимает первоначальную форму (сжимается) и механически разрушает вставку 3. Время разрушения вставки зависит от величины тока и может быть 0,001с и больше.



Рис. 3. Схема предохранителя с приводным элементом из сплава с ЭПФ: 1 – корпус; 2 – термочувствительный элемент; 3 – вставка; 4 – токоподводящий элемент

Предохранитель с приводным элементом из сплава с ЭПФ с электрическим шунтом содержит: газогенерирующий корпус 1; контактные выводы 2; плавкую вставку 3, выполненную из двух отдельных частей; ножевидный элемент 4; термочувствительный элемент 5, выполненный из материала, обладающего эффектом обратимой памяти формы; электрический шунт (ЭШ) 6, имеющий определенное активное сопротивление; гибкие проводники 7 и контактные зажимы 8. В нормальном режиме работы электроустановки рабочий ток, протекая по двум частям плавкой вставки 3, термочувствительному элементу 5 и шунту 6, незначительно нагревает их. В этом случае температура нагрева термочувствительного элемента 5 будет ниже температуры фазового перехода, обуславливающего обратное мартенситное превращение.

При коротких замыканиях ток резко возрастает. В этот момент возникают электродинамические усилия между отдельными частями плавкой вставки 3 и происходит их вдавливание в ножевидный элемент 4. В это же время током короткого замыкания нагревается термочувствительный элемент 5. При достижении температуры нагрева порога фазового перехода происходит восстановление формы, элемент 5 сокращается и тем самым создает дополнительное натяжение плавкой вставки. Под действием электродинамических усилий дополнительного натяжения плавкая вставка 3 в местах режущих кромок ножевидного элемента 4 разрушается. Между концами разрушенной плавкой вставки возникает электрическая дуга. При этом происходит дальнейшее сжатие термочувствительного элемента 5 и увеличение расстояния между концами плавкой вставки, что совместно с газогенерирующим корпусом ППФ способствует более быстрому гашению электрической дуги.

В этом случае, ЭШ 6 дает возможность уменьшить ток, протекающий через термочувствительный элемент 5 в момент срабатывания предохранителя и снизить температуру его нагрева, что позволяет исключить нагрев термочувствительного элемента 5 до температуры прямого мартенситного превращения и, следовательно, исключает выход из строя этого элемента.

При перегрузках (плавном повышении тока) электродинамические усилия между элементами плавкой вставки недостаточны для ее разрушения. Однако при этом происходит нагрев термочувствительного элемента 5, при сжатии которого возникают натяжение и в дальнейшем разрушение плавкой вставки. В этом случае электрический шунт 6 дает возможность (меняя величину его активного сопротивления) с достаточной точностью варьировать величину тока срабатывания предохранителя в зависимости от требований, предъявляемых конкретной электроустановкой. Конструкцией предлагаемого предохранителя предусмотрена возможность замены шунтов, крепление которых выполняется с помощью контактных зажимов 8.

Особенностью данного предохранителя является то, что он имеет повышенное быстроедействие и при коротких замыканиях, и при перегрузках, а также имеет возможность вариации тока срабатывания, что является важным при защите электроустановок, чувствительных к перегрузкам.

Расчет защитных характеристик быстродействующих предохранителей с кварцевым наполнителем можно произвести, исходя из динамической вольт-ампер-секундной характеристики горения дуги.

Согласно [1-3] динамическая вольт-ампер-секундная характеристика дуги может быть определена теоретически на основе решения дифференциального уравнения теплового баланса дуги, которое имеет вид:

$$c\gamma \frac{dT}{dt} = jE - P_T - P_U - P_K,$$

где c – теплоемкость газа; γ – плотность газа; T – температура; t – время; j – плотность тока; E – градиент напряжения дуги; P_T, P_U, P_K – мощности теплоотвода путем теплопроводности, излучения и конвекции.

В литературе [1-5] представлен целый ряд математических моделей электрической дуги, полученных в результате решения этого уравнения при различных исходных условиях, допущениях и ограничениях. Приведенный в [1-4] анализ целого ряда этих решений показывает, что теоретический путь определения вольт-амперных характеристик дуги является весьма сложным и приводит к большим погрешностям. Кроме того, ввиду существенного различия исходных условий, эти решения и решения других уравнений электрической дуги [2, 4] не могут быть использованы для расчета защитных характеристик быстродействующих предохранителей с плавкими элементами, обладающими памятью формы.

Выводы. Проведенный обзор и анализ конструкций ППФ показывает, что для повышения быстродействия и улучшения технико-экономических характеристик БП целесообразно использовать материалы, обладающие эффектом “памяти формы” (никелид титана и др.). В связи с тем, что существующие математические модели электрической дуги не могут быть использованы для расчета и проектирования таких БП, является целесообразным проведение исследований на основе теории планирования эксперимента для построения их многофакторных математических моделей, позволяющих осуществлять расчет конструктивных параметров ПЭПФ и характеристик БП.

Список литературы: **1.** Намитокоев К.К., Хмельницкий Р.С., Анисеева К.Н. Плавкие предохранители. – М.: Энергия, 1979. – 176 с. **2.** Грищук Ю.С. Исследование процесса коммутации и разработка методики расчета быстродействующих предохранителей. – Дисс. канд. техн. наук. – Харьков: 1980. – 238 с. **3.** Намитокоев К.К., Шкловский И.Г., Ильина Н.А. Математические модели дугогашения зарубежных быстродействующих предохранителей. – Электротехническая промышленность. Серия: Аппараты низкого напряжения.– Вып. 2 (87) 1980 – М.: Информэлектро, 1980, С. 2-4. **4.** Пастор Ю.А. Тепловая постоянная времени электрической дуги. – Изв.АН Латв.ССР. Серия физ. и техн. наук, 1971, № 6, С. 53-59. **5.** Mayr O. Aufgaben und Loesungen aus der Theorie der Gasent-lagunden vor allem des hichtbogens – “Anwendung electrischer Rechernanlagen in du Starks-tromtechnik”, Berlin, 1958, P. 77-90. **6.** АС СССР № 1288781, Н01Н 85/02. Плавкий предохранитель / М. Ф. Спорыш, В. Е. Фадеев. Оpubл. 07.02.87. Бюл. № 5. **7.** АС СССР № 1707646, Н01Н 85/36, 85/02. Плавкий предохранитель / А.В. Кравец, В.В. Козырский. Оpubл. 23.01.92 Бюл. № 3. **8.** Плавкий предохранитель: А.с. 1379832 СССР, Н01Н 85/02. / Е.Ф. Щербаков. Оpubл. 07.03.88 Бюл. № 9. **9.** Плавкий предохранитель: А.с. 1288781 СССР, Н01Н 85/02. / М.Ф. Спорыш, В.Е. Фадеев. Оpubл. 07.02.87 Бюл. № 5. **10.** RU 2177186 C2, 20.12.2001. **11.** RU 2181513 C1, 20.04.2002.

Поступила в редколлегию 17.12.07

Ю.С. ГРИЦУК, канд. техн. наук, проф.
Т.В. СУХОСТАВЦЕВА, магистр

АВТОМАТИЧЕСКИЙ ВЫКЛЮЧАТЕЛЬ С МИКРОКОНТРОЛЛЕРНЫМ РАСЦЕПИТЕЛЕМ

Розглянуті питання застосування мікроконтролерів в автоматичних вимикачах і схемах керування їх дослідженнями. Запропонована схема розчеплювача автоматичного вимикача на основі МК MSP430, що дозволяє значно підвищити його точність, надійність, перешкодостійкість і зменшити енергоспоживання.

Рассмотрены вопросы применения микроконтроллеров в автоматических выключателях и схемах управления их исследованиями. Предложена схема расцепителя автоматического выключателя на базе МК MSP430, которая позволяет существенно повысить его точность, надежность, помехоустойчивость и снизить энергопотребление.

Введение. Для защиты электроустановок в аварийных режимах, наряду с быстродействующими предохранителями, тепловыми реле, реле защиты и другими электрическими аппаратами, наиболее широко используются автоматические выключатели (АВ).

Анализ литературы [1-5] и других информационных источников [7, 8] указывает, что для управления автоматическими выключателями (АВ) и автоматизированными системами управления технологическими процессами исследований и испытаний (АСУТПИ) в настоящее время на ряду с полупроводниковыми расцепителями АВ широко используются различные микропроцессоры и микроконтроллеры (МК).

Так в расцепителях АВ и схемах АСУТПИ применяются различные МК, а именно MCS-51 [3], MCS-251 [4], REF-542, AT-89 и др. [5]. В [2] приведена блок схема полупроводникового расцепителя для АВ серии А3700 которая состоит из полупроводникового блока управления и измерительных элементов – трансформаторов тока для расцепителей переменного тока и магнитных усилителей для расцепителей постоянного тока. Блоки управления выполнены в пластмассовом кожухе, внутри которого на печатных платах расположены полупроводниковые элементы. Недостатком таких микропроцессорных расцепителей и схем АСУТПИ [3, 4, 5] является невозможность диагностирования оборудования, низкая надежность и высокое энергопотребление МК, отсутствие в них аналого-цифровых (АЦП) и цифро-аналоговых преобразователей (ЦАП), компараторов и других устройств, которые в итоге приводят к увеличению габаритов, и стоимости расцепителей АВ и схем АСУТПИ. Например, в [3] приведена структурная схема АСУТПИ, разработанная на основе МК MCS-51, которой присущи перечисленные выше недостатки.

Использование АВ с микроконтроллерным управлением, по сравнению

с обычными АВ, имеет ряд преимуществ:

1. Наглядность процесса работы за счет большого количества измерений и сигнализации.
2. Возможность регистрации и сохранения всех величин, контролируемых параметров в предаварийных и аварийных режимах работы, что позволяет провести точный поставарийный компьютерный анализ.
3. Возможность реализации ряда вспомогательных функций управления и контроля.
4. Возможность проведения постоянной диагностики оборудования, что позволяет проводить предаварийную профилактику выключателей.
5. Высокая точность срабатывания.
6. Селективность действия защиты.
7. Гибкая настройка расцепителей.
8. Независимость работы расцепителей от температуры окружающей среды.

Целью данной статьи является анализ расцепителей АВ и схем АСУТПИ и разработка микроконтроллерного расцепителя АВ с улучшенными характеристиками.

Для решения поставленной задачи и устранения вышеизложенных недостатков предлагается в структурных схемах АСУТПИ автоматических выключателей и в их расцепителях использовать высокопроизводительный, малогабаритный, надежный, с низким энергопотреблением МК MSP430F [5].

Анализ конструкций расцепителей АВ и схем АСУТПИ и требований предъявляемых к ним указывает на целый перечень параметров, которые должны контролироваться и исследоваться в процессе их работы. В расцепителях АВ такими параметрами являются: ток перегрузки, ток короткого замыкания, напряжение, превышение температуры, задержки по времени и др.

Рассмотрим автоматический выключатель, который будет обеспечивать защиту от перегрузки и отсечку при коротком замыкании с помощью микроконтроллерного расцепителя сверхтока. Защитные расцепители состоят из трансформаторов тока (трёх или четырёх, в зависимости от числа защищаемых проводников), микроконтроллера MSP430, устройств защиты и электромагнита отключения с размагничиванием, который воздействует непосредственно на механизм выключателя и находится в корпусе расцепителя. Трансформаторы тока размещаются внутри корпуса расцепителя и обеспечивают электропитание, необходимое для правильной работы защиты, и сигналы, необходимые для определения значения тока. В качестве основного управляющего элемента такого расцепителя предлагается использовать микроконтроллер MSP430F, архитектура которого представлена на рис. 1. Выбор МК осуществлялся по таким критериям как производительность, надежность, потребление энергии, стоимость.

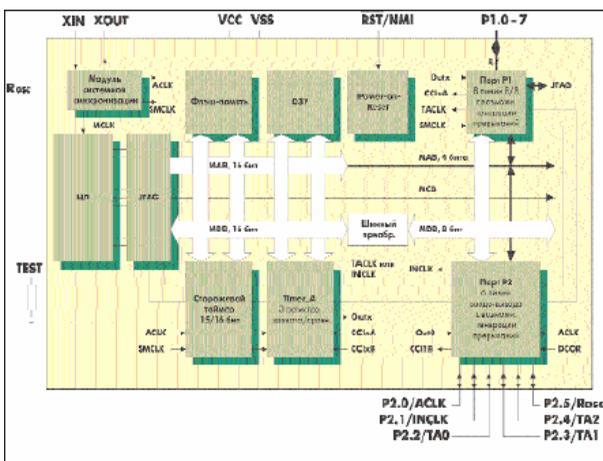


Рис. 1. Архитектура МК MSP 430

Ниже приведен краткий перечень основных характеристик МК MSP430F: 16-разрядная RISC-архитектура, выполнение регистровых инструкций за один машинный цикл; рабочая частота от 0 до 8 МГц; высококачественная аналоговая периферия для выполнения точных измерений; температурный датчик и источник опорного напряжения (U_{ref}); схема слежения за напряжением питания; набор команд, состоящий из 27 инструкций и поддерживающий семь режимов адресации; расширенные возможности векторных прерываний; напряжение питания от 1,8 до 3,6 В; крайне низкое потребление: от 1,3 до 2,5 мкА при частоте 4 кГц и напряжении питания 2,2 В; от 160 до 280 мкА при частоте 1 МГц и напряжении питания 2,2 В; пять режимов экономии, позволяющих уменьшить ток потребления устройства с 10 мА до 0,2 мкА; потребление в дежурном режиме от 0,7 до 1,6 мкА; потребление в режиме отключения с сохранением содержимого ОЗУ (режим сна) – 0,1 мкА; пробуждение из дежурного режима за 6 мкс; возможность программирования в целевой системе через последовательный интерфейс; весьма широкий набор интегрированной периферии: быстродействующий 10- или 12-разрядный АЦП, компаратор, аналоговый коммутатор, один или два таймера, ШИМ, таймер-счетчик, контроллер ЖК-дисплея на 96 или 160 сегментов, супервизор питания и до 48 линий ввода – вывода общего назначения; диапазон рабочих температур от -40 до $+85$ °С.

Структурная схема распейтателя на базе МК MSP 430 представлена на рис. 2. Она включает в себя МК MSP 430, три датчика тока в виде трансформаторов тока $TA1$ – $TA3$ при переменном токе или низкоомных шунтов с магнитными усилителями при постоянном токе, источника питания в виде трансформатора TV , первичная обмотка которого включена между одной из фаз и нулем. Одна вторичная обмотка подключена к выпрямительному мосту $U1$ на

постоянно: $I^2t = k$). *Расцепитель может обеспечивать следующие защитные функции:* защита от токов перегрузки; селективная защита от короткого замыкания; мгновенная защита от короткого замыкания; защита от замыкания на землю; защита от превышения температуры. Кроме обычных защитных функций он может иметь и много других дополнительных функций. При добавлении блока обмена данными и блока сигнализации количество функций может быть увеличено. Если температура изменится настолько, что могут возникнуть кратковременные или продолжительные неисправности микроконтроллера, включается аварийная сигнализация. В меню управления имеется возможность проверки корректности работы дисплея, светодиодов и др. устройств.

Программирование кристалла возможно как отдельно, так и после распайки его на плату, так как процедура программирования осуществляется по полноценному каналу JTAG через выводы, указанные на рис. 2. Назначение выводов: UCCI – питание платы МК; GND – земля; TMC, TCK, TDO, TDI – контакты JTAG по которым идет наладка и программирование МК; TRST – сброс контроллера; TEST – внутренние специальные сигналы для JTAG; VCCO – внешнее питание от JTAG. Высокая помехозащищенность MSP430 существенно облегчает его эксплуатацию. Широкий диапазон регулировок позволяет использовать этот расцепитель в различных АВ.

Выводы. Проведен анализ существующих расцепителей АВ и схем АСУТПИ, определены их особенности и недостатки. Разработанная структурная схема микроконтроллерного расцепителя АВ на базе МК MSP 430, позволяет повысить такие его характеристики как точность срабатывания при защите от токов перегрузки и короткого замыкания при широком диапазоне вставок для пороговых значений и временах срабатывания всех функций, надежность, помехозащищенность и экономичность.

Список литературы: 1. Алиев И.И., Абрамов М.Б., Электрические аппараты. Справочник – 3-е изд. – М.: Высшая школа, – 2003. – 251 с. 2. Могилевский Г.В., Райнин В.Е., Сосков А.Г., Устименко Б.Ю., Бесконтактные устройства защиты для низковольтных электрических аппаратов. – М., «Энергия», 1971. – 88 с. 3. Грищук Ю.С., Ржевский А.Н., Грищук С.Ю. Автоматизированная система управления для коммутационных исследований и испытаний электрических аппаратов // “Вестник НТУ “ХПИ”. Сб. науч. трудов. Вып. 17. – Харьков: НТУ “ХПИ”. 2001. – С. 48-50. 4. Грищук Ю.С., Кузнецов А.И., Ржевский А.Н., Грищук С.Ю. Применение микроконтроллеров в схемах автоматизированного управления испытаниями электрических аппаратов. // “Вісник НТУ «ХПІ». Зб. наук. праць. – Харків: НТУ «ХПІ», 2005. – Вип. 35 – С. 63-68. 5. Грищук Ю.С. Микропроцессорные устройства: Учебное пособие – Харьков: НТУ “ХПИ”, 2007. – 280 с. 6. Семейство микроконтроллеров MSP430x1xx. Руководство пользователя: Пер. с англ. – М.: Серия «Библиотека Компэла». ЗАО «Компэл», 2004. – 368 с. 7. [http//ielectro.ru](http://ielectro.ru). 8. [http//eneq.ru](http://eneq.ru).

Поступила в редколлегию 04.12.07

А.Г. ГУРИН, д-р техн. наук, НТУ "ХПИ"

АЛИ ШЕЙХИ АБУБАКЕР, канд. техн. наук, ун-тет Эль-Мегреб (Ливия)

ВОЛНОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ В МЕМБРАНЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО ИЗЛУЧАТЕЛЯ ГИДРОАКУСТИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ

При проведенні екологічних досліджень на шельфі моря важливо знати структуру донних осадів. В статті розглянуті питання формування акустичного імпульсу мембранного електродинамічного випромінювача. Показано, що сумарний імпульс тиску, який розповсюджується в досліджуваному середовищі є результатом випромінювання прямого і зворотного імпульсу, що формується мембраною, а також хвиль – поміх від конструктивних елементів випромінювача.

При проведение экологических исследований на шельфе моря важно знать структуру донных осадков. В статье рассмотрены вопросы формирования акустического импульса мембранного электродинамического излучателя. Показано, что суммарный импульс давления, которое распространяется в исследуемой среде является результатом излучения прямого и обратного импульса, который формируется мембраной, а также волн – помех от конструктивных элементов излучателя.

Постановка задачи. При создании импульсных излучателей электродинамического типа для изучения донных осадков на акваториях необходимо формировать гидроакустический импульс с заданным спектром частот. В связи с этим возникает необходимость в изучении процесса формирования такого импульса, его влияния на долговечность излучающей мембраны излучателя.

Волновые явления в мембране излучателя. Форма акустического сигнала электродинамических излучателей существенно отличается от формы импульса тока, который порождает акустические явления (рис. 1.). Более того, сигналы однотипных ЭДИ, идентичных по конструкции, могут иметь ярко выраженные индивидуальные особенности (рис. 2-5), хотя каждый из них в отдельности весьма стабилен в процессе эксплуатации и не меняется ни по форме, ни по амплитуде.

Причиной сложной формы сигнала ЭДИ, когда он не повторяет точно форму вынуждающей внешней силы, могут быть волновые явления в мембранах излучателей.

Для исследования этих явлений нами были измерены локальные ускорения поверхности мембраны в разных точках и выполнен расчет свободных колебаний мембраны, закрепленной по периметру.

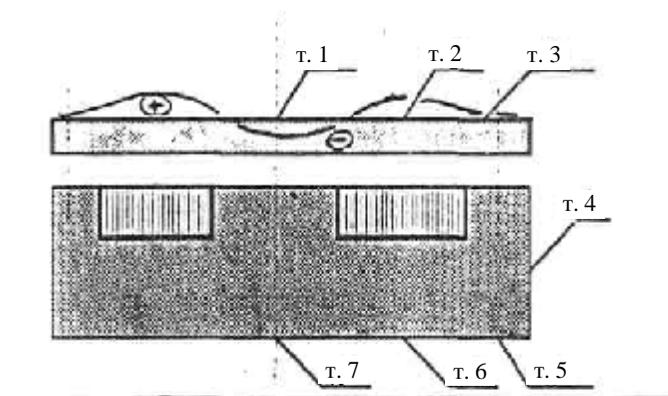
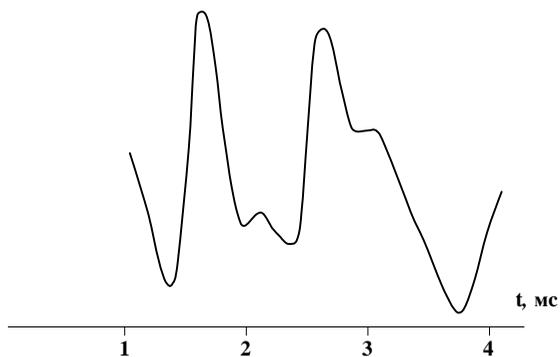
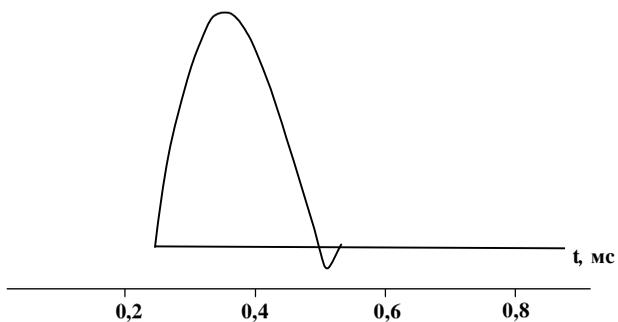


Рис. 1. Осциллограммы импульса тока, акустического сигнала ЭДИ и схема расположения контрольных точек для измерения локального ускорения поверхности излучателя. (Развертка по горизонтали для тока 0,1 мс/дел, для акустического сигнала – 0,5 мс/дел)

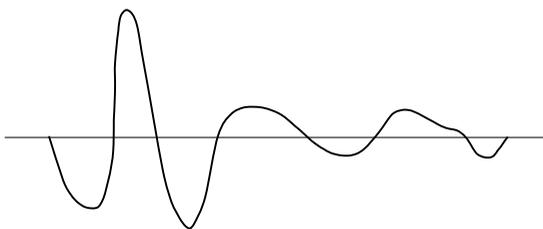


Рис. 2. Сигнал прямого излучения однотипного ЭДИ, свободные колебания мембран которого не задемпфированы

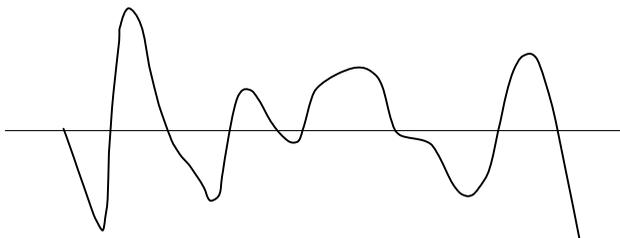


Рис. 3. Сигнал обратного излучения первой группы ЭДИ

Точки, в которых проводились измерения линейных ускорений, показаны на рис. 1. № 1 – центр мембраны; № 2 – по средней линии индуктора; № 3 – вблизи линии заземления мембраны; № 4 – на боковой поверхности излучателя; № № 5, 6, 7 – симметричны №№ 3, 2, 1, но расположены на тыльной стороне излучателя.

Главной особенностью приведенных осциллограмм является то, что полярность первой полуволны ускорений оказывается *разной*: в центре мембраны (точка № 1) она отрицательная ($-$), а в середине (точка № 2) – положительная (\oplus). Следовательно, центральная часть мембраны формирует импульс разрежения, а серединная – сжатия. Характер распределения ускорений по поверхности излучателя схематично показан на рис. 1.

Акустический сигнал, наблюдаемый на некотором расстоянии от источника (обычно на расстоянии 1 м), представляет собой результат суперпозиции излучений отдельных частей мембраны и конструктивных частей ЭДИ, движущихся, по сути, несинфазно. Кольцевая волна выпуклости мембраны \oplus как к центру, так и к периферии. Кольцевая волна вогнутости движется к периферии. Поверхностные волны в мембране отражаются от заземления и вновь собираются в центре, формируя мощные всплески акустического сигнала. Здесь даже возникают кавитационные явления в жидкости, приводящие к интенсивной эрозии центральной части мембраны. Небольшие погрешности в центровке индуктора по отношению к мембране сильно сказываются на характере распространения поверхностных волн в мембране, а значит и на форме акустического импульса.

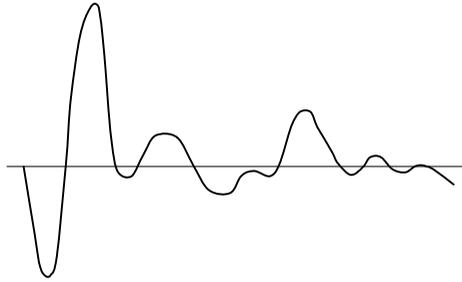


Рис. 4. Сигнал прямого излучения второй группы ЭДИ

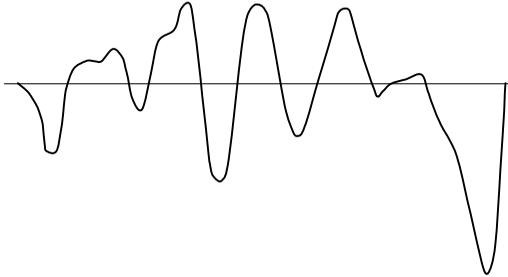


Рис. 5. Сигнал обратного излучения второй группы ЭДИ

Выполним расчет собственных частот мембраны, заземленной по периметру. Решение дифференциального уравнения свободных колебаний асимметричной мембраны, заземленной по периметру, имеет вид:

$$u(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} b_k e^{-mt} \cdot \sin\left(\sqrt{\left(\frac{a\mu_k}{r}\right)^2 - m^2} t\right) \cdot I_0(\mu_k x), \quad (1)$$

где $b_k = \frac{2V_0}{I_1(\mu_k) \sqrt{\left(\frac{a\mu_k}{r}\right)^2 - m^2}} \int_0^1 x I_0(\mu_k x) dx$, $I_0(\mu_k x)$, $I_1(\mu_k)$ – функции Бесселя нулевого и первого порядка; x – приведенный радиус ($x = r/R$); $a_2 = A/\Gamma$; A – натяжение мембраны, Γ – поверхностная плотность мембраны; m – коэффициент вязкого трения.

Функция (1) определяет стоячие волны, узлы которых располагаются на окружностях, удовлетворяющих условию:

$$I_0(\mu_k x) = 0. \quad (2)$$

Между окружностями узлов располагаются окружности пучностей.

Специфика возбуждения мембраны кольцевым индуктором состоит в том, что одна из окружностей узлов расположена внутри кольцевого индуктора. Зоны пучностей, лежащие внутри и вне этого кольца имеют разные на-

чальные фазы колебаний. В итоге в мембране возбуждается не первая гармоника собственных колебаний (частота которой 440 Гц), а третья – с частотой 1320 Гц.

Интерференция гармоник собственных колебаний с гармониками возмущающей силы и приводит к формированию сложного волнового поля ЭДИ в ближней зоне излучателя.

Радиальные волновые процессы – не единственные волновые явления, присущие ЭДИ и определяющие форму генерируемого сигнала. Другими волновыми процессами в излучателе являются аксиальные явления, вызывающие формирование кавитации окружающей жидкости и сколы самой мембраны.

Механизм откола показан на рис. 6. Когда аксиальная волна сжатия проходит через мембрану и достигает контактной поверхности с жидкостью, происходит ее отражение и формирование волны разрежения. Отраженная волна разрежения взаимодействует с падающей волной сжатия. В результате на некоторой глубине от поверхности мембраны результирующее напряжение превышает критическое и происходит отрыв части мембраны.

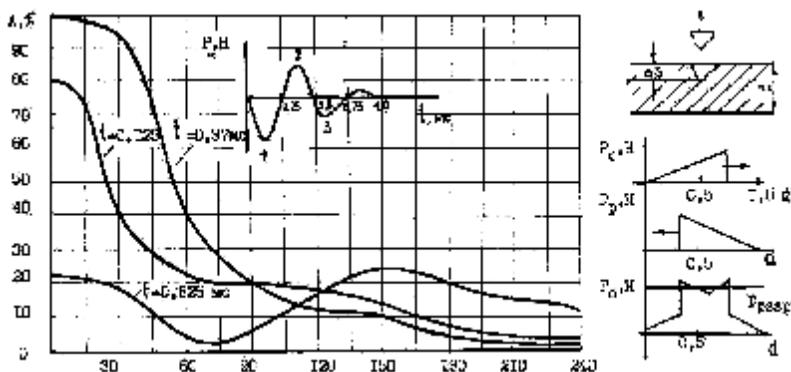


Рис. 6. Распределение давления вдоль радиуса мембраны и процесс формирования откола материала с её поверхности

Наш опыт показывает, что откол может достигать 0,1-0,5 от толщины мембраны.

В качестве мер, направленных на снижение кавитационных явлений и препятствующих эрозии мембраны, нами предложены решения, направленные на снижения скорости перемещения мембраны:

- 1) расположение в центре мембраны отверстия;
- 2) закрепление центра мембраны;
- 3) увеличение массы центра мембраны.

Наиболее эффективным оказался третий способ, когда в центре мембраны расположили полусферическую стальную накладку. Эффект демпфирования

ния проявился в снижении амплитуды колебаний и резком повышении долговечности мембраны.

Волновые явления в электродинамических излучателях определяют их *качественные* характеристики: форму импульса, индивидуальный спектральный состав, долговечность. Их можно подавлять, демпфируя колебания конструктивными способами. При этом улучшается форма акустического сигнала, ослабляются повторные всплески. Но можно этими процессами и управлять, используя многосекционные индукторы. Для формирования волны, бегущей к центру, сначала активизируют периферийную секцию, а по мере продвижения волны – и текущие. Тогда в момент прихода бегущей волны к центру мембраны будет сформирован мощный кавитационный импульс, с помощью которого достигается обогащение зондирующего сигнала энергией высокочастотных гармоник, достигается более высокое разрешение геофизических исследований.

Выводы. Кавитирующие ЭДИ представляются нам перспективной ветвью дальнейшего расширения области использования электродинамических излучателей. Это направление связано с генерированием управляемых нелинейных явлений в акустической среде. Их практическое освоение даст возможность реализовать такие методы зондирования, которые принципиально недостижимы ни с одним из рассмотренных выше прототипов.

Список литературы: 1. *Рой А.* Импульсные электродинамические излучатели // Акустический журнал. – 1970. – № 16. – С. 121-128. 2. *Гладченко В.Я., Гурин А.Г., Шейх Абубакер Али.* Результаты экспериментальных исследований электродинамического источника для морского сейсмического профилирования // Тезисы докладов Международной НТК "Компьютер, наука, техника" – Харьков: 3-4 мая 1994. – С. 58. 3. *Гладченко В.Я., Гурин А.Г., Шейх Абубакер Али.* Электродинамические источники гидроакустических импульсов для изучения донных осадков на шельфе моря // Материалы Международной НТК "Компьютер, наука, техника" – Харьков: март 1995.

Поступила в редколлегию 20.11.07

А.Г. ГУРИН, д-р техн. наук, НТУ "ХПИ"

С.П. МОСТОВОЙ, канд. физ.-мат. наук, НТУ "ХПИ"

АЛИ ШЕЙХИ АБУБАКЕР, канд. техн. наук, ун-тет Эль-Мегреб (Ливия)

О.Н. ЯРМАК, вед. инженер НТУ "ХПИ"

Ю.Г. ГОНТАРЬ, НТУ "ХПИ"

ФОРМИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РАЗРЯДА В ВОДОНЕФТЯНОЙ СМЕСИ ГЛУБОКИХ СКВАЖИН

В статті розглянуті питання формування електричного розряду у колекторі глибокої нафтової свердловини. Для збільшення вірогідності пробоя між електродами високої напруги та стінкою колектора запропоновано підвищити амплітуду імпульсу, напругу та швидкість її наростання на розрядному проміжку.

В статье рассмотрены вопросы формирования электрического разряда в коллекторе глубокой нефтяной буровой скважины. Для увеличения достоверности пробоя между электродами высокого напряжения и стенкой коллектор предложен повысить амплитуду импульса, напряжение и скорость ее нарастание на разрядном промежутке.

Постановка задачі. Очистка коллектора нефтяной скважины на глубине более 3000 м с помощью электрогидравлического эффекта зависит от удельного давления, создаваемого парогазовой областью разряда на единицу поверхности коллектора. При высоком пластовом давлении и температуре этого воздействия оказывается недостаточно, чтобы вызвать появление микротрещин в прочных породах и продуктах цементации скважин. В этом случае предпочтительно, чтобы энергия электрического разряда выделялась на первом этапе разряда при образовании лидера. Концентрация энергии в точечной зоне поверхности коллектора может вызвать её растрескивание и очистку микропор от загрязнения. Получить данный эффект можно только при создании больших напряженностей электрического поля при подаче на разрядный промежуток импульса напряжения с амплитудой 100-200 кВ и временем нарастания порядка $10 \div 20$ нс. Существенное влияние на развитие разряда при этом оказывает двухслойная структура коллектора – верхний слой нефти, нижний слой – водонефтяная смесь или минерализованная вода. Различная диэлектрическая проницаемость каждого из слоев вызывает неравномерное распределение напряженности электрического поля, а, следовательно, и различные условия их пробоя.

Распределение напряженности поля в разрядном промежутке. Если разрядный промежуток в коллекторе скважины представить как двухслойный диэлектрик, на который подано импульсное напряжение, то в соответствии с [1] напряженности поля E_1 и E_2 в любой момент времени при переменном

напряжении выражаются следующим образом:

$$E_1 = \frac{(\varepsilon_2\gamma_1 - \varepsilon_1\gamma_1)d_2\sigma_m e^{-t/\theta}}{(\varepsilon_1d_2 + \varepsilon_2d_1)(\bar{\gamma}_1d_2 + \bar{\gamma}_2d_1)} + \frac{\sigma_m e^{j\omega t}\bar{\gamma}_2}{\bar{\gamma}_1d_2 + \gamma_2d_1}, \quad (1)$$

$$E_2 = \frac{(\varepsilon_1\gamma_2 - \varepsilon_2\gamma_1)d_1\sigma_m e^{-t/\theta}}{(\varepsilon_1d_2 + \varepsilon_2d_1)(\bar{\gamma}_1d_2 + \gamma_2d_1)} + \frac{\sigma_m e^{j\omega t}\bar{\gamma}_1}{\bar{\gamma}_1d_2 + \gamma_2d_1}, \quad (2)$$

где $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ – диэлектрические проницаемости водонефтяной смеси и минерализованной воды в коллекторе скважины; γ_1, γ_2 – сквозная проводимость каждого из слоев; $\bar{\gamma}_1, \bar{\gamma}_2$ – комплексные выражения полных проводимостей слоев; $\bar{\gamma}_1 = \gamma_1 + j\omega\varepsilon_1$; $\bar{\gamma}_2 = \gamma_2 + j\omega\varepsilon_2$; d_1, d_2 – толщина слоев, м; σ_m – амплитуда импульса напряжения, В; ω – круговая частота, 1/с; θ – постоянная времени двухслойного диэлектрика; t – время, с.

Постоянная времени определяется толщиной слоев d_1 и d_2 и их диэлектрическими свойствами:

$$\theta = \frac{\varepsilon_1d_2 + \varepsilon_2d_1}{\gamma_1d_2 + \gamma_2d_1}. \quad (3)$$

Процесс усиления напряженности поля в первом слое возможен при θ значительно меньше длительности воздействующего импульса напряжения. Различный состав водонефтяной смеси имеет различные постоянные времени, что вызывает необходимость корректировки параметров импульса по амплитуде и скорости нарастания.

Дипольное насыщение приводит к концентрации поля и давления в приэлектродной области, что ускоряет переходной процесс. Изменение диэлектрической проницаемости происходит за время порядка 10^{-9} – 10^{-10} с. Силу, действующую на элементарный объем смеси при включении поля, можно выразить через градиент установившегося давления [2]. Возрастание сил, действующих на приэлектродные слои воды в начальной стадии переходного процесса, приведут к разному перепаду давления в приэлектродной области. При этом за волной натяжения в водонефтяной смеси может возникнуть ударная волна, обусловленная большим градиентом давления у электрода.

Электрострикционное давление появляется в разрядном промежутке вследствие зависимости диэлектрической проницаемости от плотности [3]:

$$\Delta F_{sc} = \varepsilon_0\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial \rho} \frac{E^2}{2}, \quad (4)$$

где $\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial \rho} = \frac{(\varepsilon - 1)(\varepsilon + 2)}{3}$ – для неполярных жидкостей; $\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial \rho} = \varepsilon - \varepsilon_0$ – для полярных жидкостей.

Если в среде однородного диэлектрика внутренние силы, вызываемые взаимодействием электрического поля со связанными зарядами, взаимно

уравновешиваются, то на границе раздела сред с ϵ_1 и ϵ_2 возникает нормально действующая к поверхности раздела сила:

$$dF_n = \frac{1}{2}(\epsilon_1 E_{1n}^2 - \epsilon_1 E_{1t}^2 - \frac{\epsilon_2^2}{\epsilon_1} E_{1n}^2 + \epsilon_2 E_{1t}^2) dS = \frac{1}{2}(\epsilon_2 - \epsilon_1)(E_{1t}^2 + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} E_{1n}^2) dS, \quad (5)$$

где E_{1n}, E_{1t} – нормальная и тангенциальная составляющая напряженности электрического поля на границе раздела сред; dS – элементарная площадка на границе раздела сред.

Таким образом, на границе раздела двух сред действует нормально к этой поверхности сила с поверхностной плотностью:

$$f = \frac{1}{2}(\epsilon_2 - \epsilon_1)(E_{1t}^2 + \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} E_{1n}^2) = \frac{\bar{E}_1 \cdot \bar{E}_2}{2}(\epsilon_2 - \epsilon_1). \quad (6)$$

Если поверхность раздела сред нормальна к направлению поля, то

$$f = \frac{1}{2}(\epsilon_2 - \epsilon_1) \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} E_1^2, \quad (7)$$

при параллельном расположении

$$f = \frac{1}{2}(\epsilon_2 - \epsilon_1) E_1^2. \quad (8)$$

Под действием этой силы жидкие диэлектрики будут втягиваться в область высоких напряженностей электрического поля, влияя на процесс развития электрического разряда.

Выводы:

1. Для более эффективной очистки стенок коллектора нефтяной глубокой скважины необходимо повышать амплитуду импульса напряжения с уменьшением длительности воздействия, что приведет к значительному росту гидростатического давления в приэлектродной области и снижению влияния внешнего пластового давления на разрядные процессы.

2. Обработка нефтяных глубоких скважин электрогидравлическими воздействиями требует предварительного изучения состава водонефтяной смеси и формирования воздействующего импульса напряжения необходимой амплитуды и длительности.

Список литературы: 1. *Сканави Г.И.* Физика диэлектриков (область слабых полей). – Москва: Гос. изд-во технико-теоретической литературы, 1949. 2. *Сукачев А.П.* Теоретические основы электротехники. Ч. 1. Физические основы электротехники – Харьков: Изд-во ХГУ им. А.М. Горького, 1959. 3. *Ушаков В.Я., Клишкин В.Ф., Коробейников С.М., Лопатин В.В.* Пробой жидкостей при импульсном напряжении: Под ред. проф., д.т.н. В.Я. Ушакова. – Томск, 2005.

Поступила в редколлегию 23.11.07

В.В. ДЕГТЯРЬОВ, к.т.н,
С.В. РУДЬ, здобувач,

АНАЛІЗ ГАРМОНІК ЗОВНІШНЬОГО МАГНІТНОГО ПОЛЯ ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ

В статті виконано аналіз магнітного поля, що створюється силовим електрообладнанням (ЕО), що експлуатується в станціях керування, розподільними щитами та іншим ЕО загальнопромислового призначення.

В статті виконано аналіз магнітного поля, которое создается силовым электрооборудованием (ЕО), что эксплуатируется в станциях управления, распределительными щитами и другим ЕО общепромышленного назначения.

Розв'язок багатьох прикладних задач з електромагнітної сумісності силового і магніточутливого обладнання, локалізації зовнішніх магнітних полів (ЗМП), створених електрообладнанням (ЕО) в навколишньому середовищі і т.ін. вимагає заглиблених досліджень в напрямку аналізу та синтезу магнітних полів ЕО з метою створення нового та вдосконалення існуючого математичного апарату мультипольної теорії ЗМП. Діючі нормативні документи [1] встановлюють норми параметрів періодичного магнітного поля, що створюється силовим ЕО в процесі його функціонування і методи визначення дипольних магнітних моментів ЕО [2], та не висвітлюють механізмів визначення параметрів недипольного поля, що визначає актуальність робіт в напрямку дослідження недипольних складових ЗМП джерел в навколишньому просторі.

Авторами було досліджено ЗМП джерела для частини простору, де є справедливими рівняння Максвелу $rot\vec{H} = 0$, $div\vec{B} = 0$ і напруженість ЗМП пов'язана з магнітним потенціалом U джерела поля через градієнт $\vec{H} = -grad U$, де скалярний потенціал U , згідно класичної теорії поля визначається гармонічною функцією, що задовольняє рівнянню Лапласу [2]:

ЗМП, які можуть бути використані для опису ЗМП ЕО, коли може бути прийнято.

$$U = \frac{\vec{M} \vec{r}}{4\pi r^3}, \quad (1)$$

де $\vec{M} = M(\vec{i} \cos \alpha + \vec{j} \cos \beta + \vec{k} \cos \gamma)$ – ексцентричний магнітний диполь певної орієнтації; \vec{r} – радіус-вектор від точки прикладення моменту \vec{M} в напрямку точки спостереження ЗМП.

Для дослідження недипольних складових ЗМП гармонічну функцію (1) в мультипольній теорії ЗМП розглядається у вигляді спектру просторових

гармонік або мультиполів загальної кількості n . В сферичній системі координат R, φ, θ потенціал (1) може бути поданий наступним рядом:

$$U = \frac{1}{4\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{1}{R} \right)^{n+1} \sum_{m=0}^n (g_{nm} \cos m\varphi + h_{nm} \sin m\varphi) P_n^m(\cos \theta). \quad (2)$$

де $P_n^m(\cos \theta)$ – приєднані функції Лежандру, які для $m = 0$ перетворюються на звичайні функції Лежандру.

Постійні коефіцієнти ряду g_{nm}, h_{nm} перших просторових гармонік ($n = 1, 2, 3$) припускають фізичну інтерпретацію і розглядаються в якості джерел відповідних сферичних просторових гармонік.

В роботі виконано аналіз ЗМП джерела, магнітний момент \overline{M} якого зміщений на координати x_0, y_0, z_0 відносно початку прийнятої системи координат і має складові M_x, M_y . Нижче наведено математичні моделі для компонент $H_{Rn}, H_{\varphi n}, H_{\theta n}$ другої ($n = 2$) і третьої ($n = 3$) просторових гармонік

$$M_z = 0.$$

Використання моделі потенціалу (2) дозволяє подати другу (квадрупольну) та третю (октупольну) гармоніки ЗМП за умови, що відповідні мультипольні моменти гармонік g_{nm}, h_{nm} є відомими, наступним чином (для довільних точок екваторіальної площини):

складові другої просторової гармоніки

$$\left. \begin{aligned} H_{R2} &= \frac{3}{4\pi R^4} \left[-\frac{1}{2} g_{20} + 3(g_{22} \cos 2\varphi + h_{22} \sin 2\varphi) \right], \\ H_{\varphi 2} &= \frac{1}{4\pi R^4} (g_{22} \sin 2\varphi - h_{22} \cos 2\varphi), \\ H_{\theta 2} &= \frac{3}{4\pi R^4} (g_{21} \cos \varphi + h_{21} \sin \varphi). \end{aligned} \right\}, \quad (3)$$

складові третьої просторової гармоніки

$$\left. \begin{aligned} H_{R3} &= \frac{1}{\pi R^5} \left[-\frac{3}{2} (g_{31} \cos \varphi - h_{31} \sin \varphi) + 15(g_{33} \cos 3\varphi + h_{33} \sin 3\varphi) \right], \\ H_{\varphi 3} &= \frac{1}{4\pi R^5} \left[-\frac{3}{2} (g_{31} \sin \varphi - h_{31} \cos \varphi) + 15(g_{33} \sin 3\varphi + h_{33} \cos 3\varphi) \right], \\ H_{\theta 3} &= -\frac{1}{4\pi R^5} \left[\frac{3}{2} g_{30} - 15(g_{32} \cos 3\varphi + h_{32} \sin 3\varphi) \right]. \end{aligned} \right\}, \quad (4)$$

Друга та третя гармоніки можуть бути також подані через складові напруженості просторових гармонік нижчих порядків. В цьому випадку, після

перетворень виразів (3), (4), отримані математичні моделі радіальної H_{Rn} , дотичної $H_{\varphi n}$ та осевої $H_{\theta n}$ компонент для гармонік другого та третього порядків у вигляді, що висвітлює внесок до їх складу складових гармонік першого та другого порядків відповідно.

Радіальна, дотична і осева компоненти напруженості другої гармоніки ЗМП для точок екваторіальної площини можуть бути подані через дипольні складові напруженості першої гармоніки і параметри зміщення R_0, φ_0, θ_0 магнітного диполя наступним чином:

$$H_{R2} = \frac{3R_0}{R} H_{0R1} P_1^1(\cos \theta_0) + \frac{9R_0}{R} H_{\varphi 1} \sin(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0),$$

$$H_{\varphi 2} = \frac{3R_0}{2R} H_{R1} \sin(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0) + \frac{3R_0}{R} H_{\varphi 1} \cos(\varphi - \varphi_0) P_1^1(\cos \theta_0),$$

$$H_{\theta 2} = \frac{3R_0}{2R} H_{R1} P_1^0(\cos \theta_0),$$

де H_{0R1} – значення радіальної компоненти напруженості першої гармоніки

$$H_{R1} = \frac{1}{2\pi R^3} (M_x \cos \varphi + M_y \sin \varphi) P_1^1(\cos \theta) \text{ в точці спостереження } R_0, \varphi_0, \theta_0 :$$

$$H_{0R1} = \frac{1}{2\pi R^3} (M_x \cos \varphi_0 + M_y \sin \varphi_0),$$

$$H_{\varphi 1} = \frac{1}{4\pi R^3} (M_x \sin \varphi - M_y \cos \varphi).$$

Компоненти напруженості третьої просторової гармоніки (4) ЗМП можуть бути подані через складові напруженості другої гармоніки і параметри зміщення дипольного моменту наступним чином:

$$H_{R3} = -\frac{2R_0}{R} H_{\theta 2}^2 P_1^0(\cos \theta_0) - \frac{2R_0}{R} H_{R2}^2 \cos(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0) +$$

$$+ \frac{10R_0}{3R} H_{R2}^2 \cos(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0) - \frac{6R_0^2}{R^2} H_{0\varphi 1} \sin(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0),$$

$$H_{\varphi 3} = -\frac{R_0}{2R} H_{\theta 2}^2 P_1^0(\cos \theta_0) - \frac{3R_0}{R} H_{R2}^2 \cos(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0) +$$

$$+ \frac{5R_0}{2R} H_{R2}^2 \cos(\varphi_0 - \varphi) P_1^1(\cos \theta_0) - \frac{7R_0^2}{4R^2} H_{0\varphi 1} \sin(\varphi_0 - \varphi) P_2^2(\cos \theta_0),$$

$$H_{\theta 3} = -\frac{3R_0}{R} H_{R2}^2 P_1^0(\cos \theta_0) + \frac{9R_0^2}{4R^2} H_{0R1} \cos(\varphi_0 - \varphi) P_1^0(\cos \theta_0),$$

де $H_{0\varphi 1}$ – значення дотичної компоненти напруженості першої гармоніки в точці спостереження R, φ_0, θ_0 :

$$H_{0\phi 1} = \frac{1}{4\pi R^3} (M_x \sin \phi_0 - M_y \cos \phi_0).$$

Осева складова напруженості другої гармоніки $H_{\theta 2}^{21}$ визначається через квадрупольні моменти g_{21}, h_{21} наступним чином:

$$H_{\theta 2}^{21} = -\frac{1}{4\pi R^4} (g_{21} \cos \phi + h_{21} \sin \phi) 3 \cos 2\theta = \frac{3}{4\pi R^4} (g_{21} \cos \phi + h_{21} \sin \phi) \Big|_{\theta=90^\circ},$$

де g_{21}, h_{21} – магнітні моменти другої гармоніки, зумовлені зміщенням моментів M_x, M_y на координату z_0 :

$$g_{21} = M_x z_0, \quad h_{21} = M_y z_0.$$

Радіальні компоненти напруженості H_{R2}^{20} і H_{R2}^{22} залежать відповідно від моментів другого порядку g_{20} і g_{22}, h_{22} :

$$H_{R2}^{22} = \frac{3}{4\pi R^4} (g_{22} \cos 2\phi + h_{22} \sin 2\phi) \frac{3}{2} (1 - \cos 2\theta) =$$

$$= \frac{9}{4\pi R^4} (g_{22} \cos 2\phi + h_{22} \sin 2\phi) \Big|_{\theta=90^\circ},$$

$$H_{R2}^{20} = \frac{3}{4\pi R^4} g_{20} \frac{1}{4} (3 \cos 2\theta + 1) = -\frac{3}{8\pi R^4} g_{20} \Big|_{\theta=90^\circ}.$$

Квадрупольні моменти g_{22}, h_{22} і момент g_{20} обумовлені зміщенням складових дипольного моменту M_x, M_y на координати x_0 і y_0 :

$$g_{22} = \frac{1}{2} M_x x_0 - \frac{1}{2} M_y y_0, \quad h_{22} = \frac{1}{2} M_x y_0 + \frac{1}{2} M_y x_0, \quad g_{20} = -M_x x_0 - M_y y_0.$$

Таким чином, гармоніки просторового спектру ЗМП ЕО подані у вигляді, що висвітлює внесок до їх складу мультиполів нижчих порядків та надає можливості визначення параметрів вищих гармонік за результатами вимірювань компонент напруженості першої та другої просторових гармонік магнітного поля ЕО і, крім того, забезпечує можливість створення моделей магнітного поля джерел ЗМП в навколишньому просторі.

Список літератури: 1. ГОСТ Р 50010-92. Совместимость технических средств электромагнитное. Электрооборудование силовое. Нормы параметров низкочастотного периодического магнитного поля. – Введ. 01.07.93. – М.: Изд-во стандартов, 1993. – 5 с. 2. ГОСТ Р 50012-92. Совместимость технических средств электромагнитное. Электрооборудование силовое. Методы измерения параметров низкочастотного периодического магнитного поля. – Введ. 01.07.93. – М.: Изд-во стандартов, 1993. – 21 с.

Л.В. ДУБИНЕЦЬ, д.т.н., професор,
А.М. МУХА, к.т.н., доцент,
О.О. КАРЗОВА, асистент

УНІФІКОВАНИЙ БЛОК ЗАХИСТУ ДОПОМІЖНИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ МАШИН РУХОМОГО СКЛАДУ ЗАЛІЗНИЦЬ

В статті представлені характерні недоліки існуючих апаратів захисту допоміжних електричних машин електропоїздів постійного струму, на прикладі електропоїзда EP2, а також представлено технічний опис уніфікованого блоку захисту допоміжних машин на базі мікроконтролера, який призначено для заміни електромеханічних реле перевантаження та теплового реле.

В статье показаны характерные недостатки существующих аппаратов защиты вспомогательных электрических машин электропоездов постоянного тока на примере электропоезда ЭР2, а также представлено техническое описание унифицированного блока защиты вспомогательных машин на базе микроконтроллера, который предназначено для замены электромеханических реле перегрузки и теплового реле.

Вступ. На залізницях України поки що широко використовується рухомий склад розробки 50-х – 60-х років 20 сторіччя, у якого апарати захисту електричних тягових двигунів та допоміжних електричних машин вже морально та фізично застаріли, внаслідок чого ці електричні машин працюють часто без відповідного захисту, що призводить до виходу їх з ладу.

Розвиток напівпровідникової елементної бази, як силової так і мікропроцесорної техніки, зробив можливим будувати високоякісні, швидкодіючі та високого класу точності апарати захисту електричних машин.

Мета роботи. Розробка рекомендацій по підвищенню надійності захисних апаратів рухомого складу залізниць.

Матеріал і результати дослідження. В Дніпропетровському національному університеті залізничного транспорту імені академіка В. Лазаряна проводяться роботи по дослідженню і розробці апаратів захисту електричних машин рухомого складу залізниць. Дослідний зразок уніфікованого блоку захисту мотор-компресора було встановлено на електропоїзді EP1 приписки локомотивне депо Дніпропетровськ Придніпровської залізниці. Це дозволить перевірити принципи будови апаратів захисту на сучасній елементній базі в умовах експлуатації рухомого складу залізниць.

На електропоїздах EP1 й EP2 установлені електродвигуни ДК-406А и ДК-409А [1].

На рухомому складі встановлюють електричні апарати у тяговому вико-

нанні. Електричні апарати електропоїзда на відміну від апаратів стаціонарних установок піддаються вертикальним коливанням, вібраціям, перепадам температури навколишнього повітря від -50 до $+40^{\circ}$ С, впливу пилу, вологи, змащення й т.д. Ізоляція, застосовувана в апараті, повинна мати більшу діелектричну міцність, а тому її роблять досить довгою (за рахунок фігурної форми деталей) і із гладкою поверхнею.

При експлуатації великий вплив на роботу контактів робить стан контактних поверхонь. Поява нерівностей і напливів металу, окислювання, забруднення поверхні сильно збільшують перехідний опір і погіршують умови роботи контактів.

Вище вказане висуває досить високі вимоги до тягових електричних апаратів, але з часом, внаслідок процесу старіння, електричні апарати стають ще більш чутливими до зовнішніх факторів, особливо гостро це відчувається для апаратів захисту. В цих апаратах в більшості конструкцій використовуються механічна система порівняння сигналів, що контролюються, з рубіжними величинами. Наприклад, в теплових реле випростовуються біметалічні пластини, які з часом втрачають свою пружність.

Тому існує потреба у розробці апаратів захисту, в яких порівняні сигналів (струму або напруги) не залежало від властивостей механічної частини електричного апарату.

Схема високовольних допоміжних кіл головного вагона електропоїзда ЕР2 представлена на рис. 1.

Система одержує живлення через контактор *МК1*, реле перевантаження *РПД*, теплові реле *ТР1*, демпферний резистор Р80-Р81. Обмотка незалежного збудження перетворювача одержує живлення від проводу 20. Від середньої точки *С1* перетворювача *Д* через демпферний резистор Р82-Р84, контактор *МК2*, реле перевантаження *РПК*, теплове реле *ТР2* одержує живлення двигун компресора *К*.

Реле перевантаження перетворювача *РПД* і компресора *РПК* виконані роздільно. Це дозволяє при несправності електродвигуна компресора залишити в роботі перетворювач для живлення кіл висвітлення, вентиляції й опалення вагонів від генератора керування. Контакти реле *РПД* і *РПК* включені в коло відповідних котушок контакторів *МК1* і *МК2* так, що спрацьовування реле перевантаження компресора приводить до відключення тільки контактора компресора *МК2*; при цьому контактор *МК1* залишається включеним. При спрацьовуванні реле *РПД* відключається перетворювач і компресор.

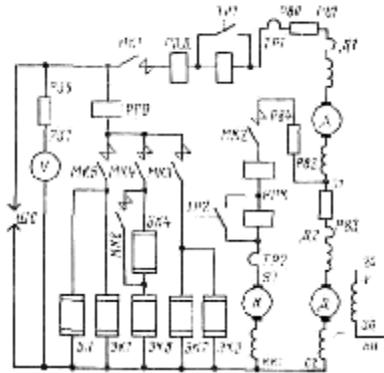


Рис. 1. Схема високовольтних допоміжних кіл головного вагона електропоїзда EP2

Котушки механізмів повернення реле включене послідовно, тому керування обома реле здійснюється від однієї кнопки «Повернення РПД і РПК», що перебуває на ящику під вагоном.

Реле ТРВ-8,5 служить для підключення секції II котушки реле РПД або РПК у роботу, коли по силовому колу допоміжних електричних машин проходить струм, що перевищує робоче значення, але менший, чим струм уставки реле перевантаження. Такий струм при тривалому проходженні здатний привести до перегріву й псування обмотки допоміжних машин. При струмі 12 А теплове реле спрацьовує через 1 хв., а при струмі 30 А – через 2,5 с.

Реле перевантаження Р-103 з механізмом повернення Р-102 (РПД та РПК) захищає силові кола тягових двигунів від струмів перевантаження, а силові допоміжні кола – від струмів перевантаження й струмів короткого замикання. Реле РПД і РПК спрацьовують при струмі 12-15 А. Регулювання уставки реле роблять зміною натягу пружини за допомогою регулювальної гайки й регулювального гвинта. У кожного реле є шкала, на якій зазначений струм уставки.

На рис. 2 представлена схема дослідного уніфікованого блоку захисту мотор-компресора електропоїзда EP1, розробленого авторами. Уніфікований блок захисту призначений для заміни двох захисних реле якірного кола мотор-компресора: реле перевантаження компресора РПК і теплового реле ТР2. Основою схеми є датчик струму на ефекті Холу типу ДСТ-250 (DA4), встановлення якого дозволяє контролювати струм у високовольтному якірному колі. Сигнал з датчику струму надходить до АЦП, яке вбудоване у мікроконтролер. В схемі використано мікроконтролер типу PIC12F675 фірми Microchip. Мікроконтролер при струмі якірного кола величиною 15 А видає команду на відключення мотор-компресора від живлення шляхом відключення контактора МК2. Якщо струм стає більшим за 8,5 А, але меншим 15 А, мік-

роконтролер реалізує передатну характеристику теплового реле, де функцією є час, а аргументом струм.

Для забезпечення повної сумісності розробленого пристрою зі штатною схемою використовується малопотужне електромагнітне реле К1, за допомогою якого керуємо контактором МК2, та реалізуємо необхідну сигналізацію у головний та моторний вагони. Запропонований блок захисту повністю відповідає вимогам ДСТУ 2773–94.

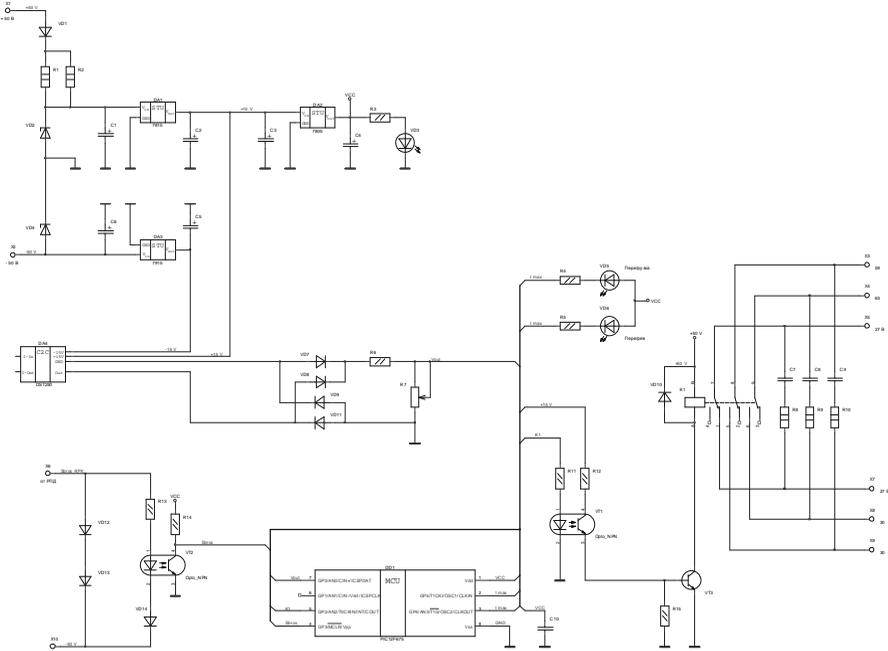


Рис. 2. Схема уніфікованого блоку захисту допоміжних машин

Висновки. Запропонована авторами схема уніфікованого блоку захисту допоміжних машин може бути рекомендована для застосування після експлуатаційних випробувань в схемах електрорухомого складу з метою підвищення надійності захисної апаратури.

Список літератури: 1. Цукало П.В., Ерошкин Н.Г. Электропоезда ЭР2 и ЭР2Р. – М.: Транспорт, 1986. – 359 с. 2. ДСТУ 2773-94. Апарати електричні тягові. Загальні технічні умови.

Поступила до редколегії 15.10.07

Л.В. ДУБИНЕЦЬ, д.т.н., проф.,
Д.В. УСТИМЕНКО, к.т.н., ст. викладач,
Р.В. КРАСНОВ, асистент

ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕХІДНИХ ПРОЦЕСІВ ПРИ ПУСКОВІ ДВИГУНА КОМПРЕСОРА ЕЛЕКТРОПОЇЗДА ЕР2 (ЕР1)

Представлена математична модель системи мотор-компресор електропоїзда ЕР2 та наведені результати моделювання перехідних процесів в ній при пускові та коливаннях напруги живлення.

Представлена математическая модель системы мотор-компрессор электропоезда ЭР2 и приведены результаты моделирования переходных процессов в ней при пуске, а также при колебаниях напряжения в сети.

Аналіз експлуатації електропоїздів ЕР1, ЕР2 показує, що електродвигуни (ДК-409) компресорів (ЕК-7Б) працюють значно менше від закладеного в них виробником строку експлуатації. В середньому, по Дніпропетровському локомотивному депо ТЧ-8, електродвигун кожні 3-4 роки відправляється на капітальний ремонт. З усіх причин які призводять до передчасного виходу з ладу найбільш поширеною є пробій ізоляції якірних обмоток (до 50 % від загальної кількості). Ймовірною причиною є недосконалий захист машини, як при короточасних (режим пуску) так і при тривалих перевантаженнях, що призводить до інтенсивного перегріву ізоляції і передчасного виходу її з ладу.

Для дослідження перехідних процесів в електричних колах двигуна компресора, з метою оцінки величини пускового струму та його тривалості, розроблено математичну модель, що враховує важкі умови пуску компресора, а також можливість стрибкоподібної зміни напруги живлення в межах ± 500 В.

Система диференціальних рівнянь, що описує роботу двигуна постійного струму послідовного збудження[1]:

$$\begin{cases} L_{\Sigma} \frac{di}{dt} = U_{\beta} - c\Phi \cdot \omega - i \cdot R_{\Sigma} \\ J \frac{d\omega}{dt} = c\Phi \cdot i - M_C \\ c\Phi = f(I) \end{cases}, \quad (1)$$

де L_{Σ} , R_{Σ} – сумарні індуктивний та активний опори якірного кола; U_{β} – напруга підведена до якірного кола двигуна; ω – частота обертання вала двигуна; c – постійна двигуна; Φ – основний магнітний потік; M_C – статичний момент опору на валу двигуна; J – приведений до валу двигуна момент інерції механічних частин системи.

Система диференціальних рівнянь (1) є нелінійною системою, оскільки містить вираз, що описує криву намагнічування. Нелінійна залежність $c\hat{O}$ від струму може бути з прийнятною точністю апроксимована прямолінійними відрізками і записана наступною системою рівнянь:

$$c\hat{O}(i) = \begin{cases} c\hat{O}_{01} + k_{\hat{O}1} \cdot i, \\ c\hat{O}_{02} + k_{\hat{O}2} \cdot i, \\ \mathbf{M} \\ c\hat{O}_{0i} + k_{\hat{O}i} \cdot i. \end{cases} \quad (2)$$

де $k_{\hat{O}i} = tg\alpha_i = \frac{\lambda_i \Psi_i}{\Psi_{i-1} \lambda_i}$ – коефіцієнт, що залежить від форми кривої на i -й ділянці апроксимації.

$$M_C = \Delta M_{\Sigma} + M_{КОР\Sigma} \quad (3)$$

Момент механічних втрат ΔM_{Σ} враховує всі види механічного тертя. Корисний момент опору $M_{КОР\Sigma}$ представляє собою ту чи іншу функцію швидкості, в залежності від виду навантаження. Для аналізу механізмів, що здійснюють обертовий рух пропонується використовувати емпіричну формулу Бланка [2], яка в більшості випадків представляє собою деяку ідеалізацію реальних умов але дає задовільне наближення до дійсності:

$$M_C = M_{СПОЧ} + (M_{СНОМ} - M_{СПОЧ}) \left(\frac{\omega}{\omega_{ПОЧ}} \right)^p \quad (4)$$

де $M_{СНОМ}$ – номінальний момент опору механізму; $\omega_{НОМ}$ – номінальна кутова швидкість, при якій момент опору рівний номінальному; $M_{СПОЧ}$ – момент тертя або холостого ходу машини; p – показник степені ($p = 1$ для поршневих компресорів).

Основним елементом поршневого компресора є кривошипно-шатунний механізм, момент інерції якого залежить від кута повороту вала і з урахуванням кінематичної схеми може бути записаний наступним рівнянням [3]:

$$J_K = mR^2 \cdot \sin^2(\alpha + \beta) / \cos^2 \beta \quad (5)$$

де m – маса елементів механізму, що поступально рухаються; R – радіус обертання кривошипа.

Кут β можна виразити в функції кута α :

$$\beta = \arcsin\left(\frac{R}{L} \sin \alpha\right) \quad (6)$$

де L – довжина шатуна.

Система рівнянь (1) з урахуванням виразів (2, 4, 5, 6) описує динаміку роботи електромеханічної системи двигун постійного струму послідовного збудження – поршневий компресор і є його математичною моделлю.

На рис. 1 наведено графік перехідного процесу струму в системі мотор-компресор при нормальних умовах пуску (напруга контактної мережі 3000 В, температура навколишнього середовища +20 °С). Максимальний кидок струму складає біля 34 А, при номінальному струмі 4,65 А.

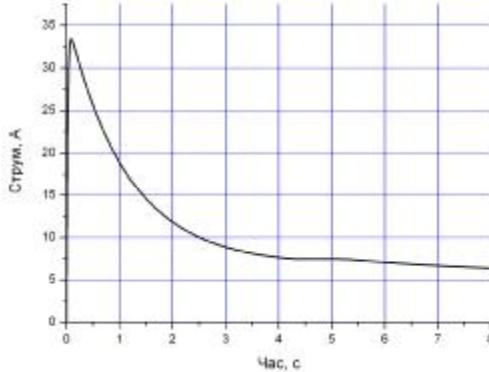


Рис. 1. Графік струму при пуску мотор-компресора

Адекватність результату моделювання по запропонованій моделі перевірена в реальних умовах. На рис. 2 наведена осцилограма струму, яка отримана для тих же умов, що й розрахована крива рис. 1. Максимальний кидок струму зафіксований пристроєм 25,195 А, час перехідного процесу також корелюється з тим, що отримано аналітичним способом.

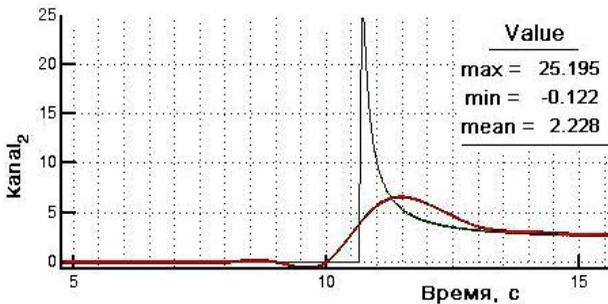


Рис. 2. Осцилограма струму при пуску мотор-компресора

Все це дозволяє вважати, що запропонована модель, з урахуванням всіх

допущень, задовільно описує реальні динамічні процеси, що проходять в системі мотор-компресор.

На рис. 3-4 представлені графіки перехідного процесу струму при стрибкоподібній зміні напруги в контактній мережі ± 500 В, що часто відповідає експлуатаційним умовам. У випадку стрибкоподібного збільшення напруги живлення рис. 3 відбувається деякий кидок струму і досить швидко струм встановлюється на рівні близькому до номінального.

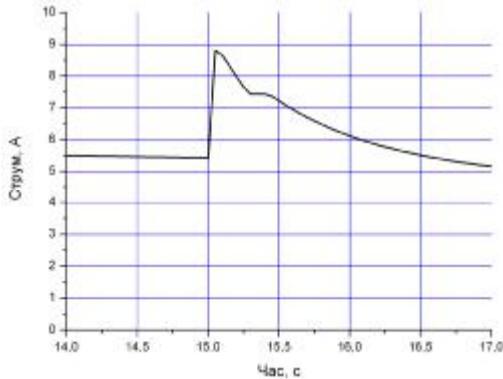


Рис. 3. Графік зміни струму при стрибкоподібному збільшенні напруги в контактній мережі на 500 В

У випадку із зменшенням напруги в контактній мережі на 500 В рис. 4 в системі встановлюється струм на рівні 13 А, що значно перевищує номінальне значення 4,65 А.

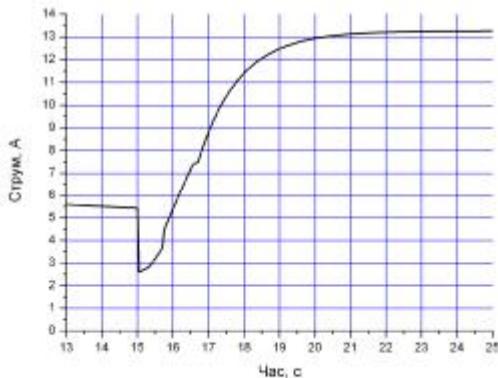


Рис. 4. Графік зміни струму при стрибкоподібному зменшенні напруги в контактній мережі на 500 В

Аналізуючи отримані результати можна зробити наступний висновок,

система мотор-компресор на електропоїздах EP2 працює із значними перева-
нтаженнями по струму, що і є основною причиною передчасного старіння
ізоляції і як наслідок передчасного виходу машини з ладу. З урахуванням
вищесказаного актуальною є необхідність суттєвого підвищення якості захи-
сту кіл двигунів компресорів як під час пуску, так і в процесі роботи системи,
а також заміна ізоляції класу F на клас H.

Список літератури: **1.** Моделювання електромеханічних систем О.П. Чорний, А.В.
Луговий, Д.Й. Родькін – Кременчук, 2001. – 410 с. **2.** *Гладыр А.И.* Трогание и пуск как
фазы единого процесса. – Научные труды КГПУ. Выпуск 1/2001(10), Кременчук – С.
24-29. **3.** *Чиликин М.Г., Сандлер А.С.* Общий курс электропривода: Учебник для вузов.
– М.: Энергоиздат, 1981. – 576 с.

Л.В. ДУБИНЕЦЬ, д.т.н., проф.,
А.В. ШАПОВАЛОВ, асистент

ЗАЛЕЖНІСТЬ СТЕПЕНІ ІСКРІННЯ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ВІД ДОПУСКІВ НА ЕЛЕМЕНТИ МАГНІТНОГО КОЛА ДОДАТКОВИХ ПОЛЮСІВ

В статті розглянуто вплив допусків елементів магнітного кола додаткових полюсів при ремонті тягових двигунів на степінь іскріння. Показано, при яких значеннях повітряного зазору між додатковим полюсом та якорем можливе виникнення граничного допустимого іскріння.

В статье рассмотрены влияние допусков элементов магнитной цепи дополнительных полюсов при ремонте тяговых двигателей на степень искрения. Показано, при каких значениях воздушного зазора между дополнительным полюсом и якорем возможно возникновение предельного допустимого искрения.

У теперішній час на залізницях України гостро стоять питання про продовження терміну експлуатації локомотивів та іншого рухомого складу. При цьому відповідно виникає задача продовження терміну експлуатації тягових двигунів локомотивів.

Переважає кількість двигунів, які знаходяться в експлуатації, на теперішній час вже використовується після їх виготовлення 20 років і більше. За цей час вони вже пройшли відповідні ремонти. Тому при наступних ремонтах з метою продовження терміну експлуатації тягових двигунів виникає питання про можливе коректування допусків на елементи двигунів при їх ремонті.

Ця задача має економічний бік (максимальне використання елементів двигуна при мінімальних об'ємах їх ремонту) та технічний бік (забезпечення після ремонту відповідного рівня надійності). Статистичні данні, зібрані на одному із ремонтних підприємств, показують, що після відновлювального ремонту мають місце деякі відхилення окремих допусків на елементи двигуна від їх номінальних розрахункових значень. Фактичні розміри для деяких елементів наведені у табл. 1.

Таблиця 1

№	Найменування розміру	Кількість замірів	Фактичне максимальне відхилення, мм	Номинальний розмір, мм
Двигун НБ-511				
1	Висота додаткового полюса	25	$71,8^{+1,2}_{-0,7}$	$71,8^{+0,15}_{-0,15}$
2	Розточка остова	11	$904^{+0,7}_{-0,6}$	$904^{+0,2}_{-0,2}$
3	Діаметр якоря	15	$740^{+0,7}_{-0,6}$	$740^{+0,2}_{-0,2}$
4	Діелектричні прокладки [6]	4	$5^{+0,2}_{-0,3}$	$5^{+0,52}_{-0,52}$
Двигун СТК-520				
1	Висота додаткового полюса	10	$38^{+0,3}_{-0,5}$	$38^{+0,15}_{-0,15}$
2	Розточка остова	13	$895^{+0,3}_{-0,25}$	$895^{+0,2}_{-0,2}$
3	Діаметр якоря	12	$740^{+0,4}_{-0,45}$	$740^{+0,2}_{-0,2}$
4	Діелектричні прокладки	4	$11^{+0,25}_{-0,3}$	$11^{+0,52}_{-0,52}$

У даній статті розглядається питання про визначення максимально допустимих відхилень розмірів елементів магнітного кола додаткових полюсів на степінь іскріння на колекторі, тобто на якість комутації.

Відомо, що якість комутації – це один із основних показників, які визначають надійність роботи колекторного двигуна постійного струму в експлуатації.

Зміна розрахункових розмірів неминує впливає на значення небалансної ЕРС Δe , що представляє собою залишкову величину після взаємодії реактивної e_p та комутаційної e_k ЕРС. Відомо, що Δe викликає додатковий поперечний струм комутації $i_{\text{дод}}$, який можна визначити за формулою [2]:

$$i_{\text{дод}} = \frac{(e_p - e_k) + k_p \cdot e_p}{r_{\text{щ}} + r_c} = \frac{\Delta e + k_p \cdot e_p}{r_{\text{щ}} + r_c}, \quad (1)$$

де k_p – коефіцієнт, який оцінює некомпенсовану частину ЕРС [2], $r_{\text{щ}}$ – опір контактів щітка-колектор, r_c – опір секції обмотки якоря.

Значення $r_{\text{щ}}$ визначається формулою [3]:

$$r_{\text{щ}} = \frac{\Delta U}{I_{\text{щ}}} \cdot \gamma \quad (2)$$

де ΔU – спад напруги у двох перехідних шарах контакту щітка-колектор. $\Delta U \approx 1,8$ В [1], $I_{\text{щ}}$ – струм одного щіткотримача, γ – щітчне перекриття.

Поставлена задача вирішується відносно двигуна типу НБ-511, у якого $\gamma = 5,2$ та СТК-520, у якого $\gamma = 4,97$ [5].

Для оцінки впливу $i_{\text{дод}}$ на процес комутації використовуємо критерій А.Б. Іоффе у вигляді фактора іскріння Φ_i [2]

$$\Phi_i = \left(\frac{0,4}{D_k} \right)^{1,5} \frac{L \cdot i_{\text{дод}}^2 \cdot v_k}{2t_k \cdot L_{\text{щ}}}, \quad (3)$$

де D_k – діаметр колектора, м, $L_{\text{щ}}$ – довжина щітки одного щіткотримача, м, L_c – індуктивність комутуючої секції, Гн, v_k – колова швидкість колектора м/с, t_k – колекторна поділка, м.

Значення L_c обчислюємо за формулою [3]

$$L_c = 2\lambda \cdot l_{\text{я}} \cdot w_c^2 \cdot 10^{-6}, \quad (4)$$

де λ – магнітна провідність потоку розсіювання, $l_{\text{я}}$ – довжина пакета заліза якоря, м, w_c – число витків в секції. В нашому випадку $\lambda = 3,7$ для НБ-511, $\lambda = 2,8$ для СТК-520. [5]

Відповідно методу максимуму-мінімуму, який оснований на тому, що при зборці механізму можливе з'днання збільшених деталей та вузлів, виготовлених по найбільшим граничним розмірам і зменшених деталей та вузлів, виготовлених по найменшим граничним розмірам визначимо можливі допуски на дільницю першого повітряного зазору для двигунів НБ-511, СТК-520, при яких степінь іскріння не перевищить $1 \frac{1}{2}$ бала.

Магнітна індукція в зоні комутації дорівнює:

$$B_k = \frac{\Phi_{\text{кст}}}{l_{\text{я}} \cdot b_{\text{зк}}}, \quad (5)$$

де $\Phi_{\text{кст}}$ – магнітний потік в зоні комутації, Вб, $b_{\text{зк}}$ – ширина зони комутації, м.

Комутаційна ЕРС визначається як [3]:

$$e_k = 2l_{\text{я}} \cdot w_c \cdot v_{\text{я}}, \quad (6)$$

де $v_{\text{я}}$ – колова швидкість якоря, м/с.

Магнітне коло ДП ненасичене. При номінальному режимі нехтуємо падінням МРС на дільницях осердя ДП, ярма остова, ярма якоря та зубців із-за їхнього малого значення. Спад МРС на ділянках повітряних зазорів пропорційна їх магнітним опорам.

Відносна частина магнітного опору дільниць повітряних зазорів ДП a_i записується [4]:

$$a_i = \frac{(WI)_i}{\sum_1^n WI} = \frac{F_i}{\sum_1^n F_i}, \quad (7)$$

де F_i – МРС і-ї дільниці, n – кількість дільниць магнітного кола ДП.

Тоді МРС додаткового полюса F_d дорівнює:

$$F_d = F_{aq} - F_{ко} + F_{\delta d} + F_{\delta j}, \quad (8)$$

де F_{aq} – МРС якоря в зоні комутації, $F_{ко}$ – МРС компенсаційної обмотки, $F_{\delta d}$ – спад магнітної напруги в «першому» повітряному зазорі, $F_{\delta j}$ – спад магнітної напруги в «другому» повітряному зазорі.

Згідно (6) відносна частина $a_{\delta d}$ магнітного опору дільниці «першого» повітряного зазору під ДП записується

$$a_{\delta d} = \frac{F_{\delta d}}{F_d - F_{aq} + F_{ко}} = \frac{F_{\delta d}}{F_{\delta d} + F_{\delta j}}. \quad (9)$$

Відповідно до «другого» повітряного зазору під ДП відносна частина $a_{\delta j}$ магнітного опору запишеться:

$$a_{\delta j} = \frac{F_{\delta j}}{F_d - F_{aq} + F_{ко}} = \frac{F_{\delta j}}{F_{\delta d} + F_{\delta j}}. \quad (10)$$

Спади МРС на усіх дільницях, крім повітряного зазору, мають невеликі значення.

При цій умові у відповідності з формулою про дисперсію функції n мірних незалежних випадкових величин можна у першому наближенні записати відносне відхилення магнітного потоку $\sigma_{\Phi_{кв}}$ у зоні комутації у вигляді:

$$\sigma_{\Phi_{кв}}^2 = a_{\delta d}^2 \sigma_{\delta_{de}}^2 + a_{\delta j}^2 \sigma_{\delta_{je}}^2, \quad (11)$$

де $\sigma_{\delta_{de}}$ – відносний допуск на величину «першого» повітряного зазору під ДП, $\sigma_{\delta_{je}}$ – відносний допуск на величину «другого» повітряного зазору під ДП.

$$\sigma_{\delta_{de}} = \frac{\sigma_{\delta d}}{\delta_d}, \quad (12)$$

$$\sigma_{\delta_{je}} = \frac{\sigma_{\delta j}}{\delta_j}, \quad (13)$$

де δ_d , δ_j – номінальне значення «першого» та «другого» повітряних зазо-

рів, σ_{δ_d} , σ_{δ_j} – можливі відхилення «першого» та «другого» повітряних зазорів під ДП.

Тоді магнітний потік $\Phi_{\kappa\sigma}$ у зоні комутації з урахуванням можливих відхилень значень зазорів дорівнює:

$$\Phi_{\kappa\sigma} = \Phi_{\kappa} \pm \Phi_{\kappa} \cdot (\sigma_{\Phi_{\kappa\sigma}}) . \quad (14)$$

Згідно (10):

$$\sigma_{\Phi_{\kappa\sigma}} = \sqrt{a_{\delta_d}^2 \sigma_{\delta_{ds}}^2 + a_{\delta_j}^2 \sigma_{\delta_{js}}^2} . \quad (15)$$

Таким чином, маючи відхилення магнітного потоку в зоні комутації, ми можемо визначити e_k , $i_{дон}$ і, як наслідок, Φ_i .

Залежність степені іскріння від фактора іскріння Φ_i показана на рис. 1. [2].

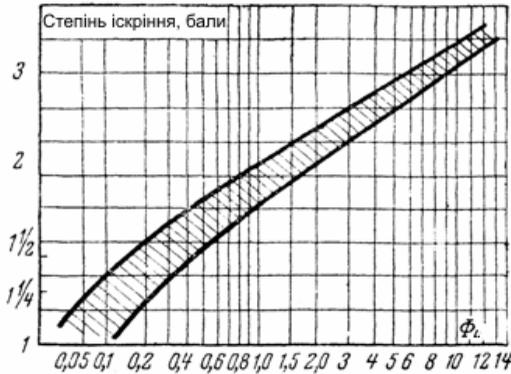


Рис. 1

Результати розрахунків згідно наведеної методики для двигунів НБ-511 та СТК-520 наведені у табл. 1. Значення необхідних параметрів прийняті згідно [записки].

Таблиця 1

Відхилення повітряного зазору (мм)	Додатковий поперечний струм (А)	Фактор іскріння	Іскріння, бали
Двигун типу НБ511			
+0,85	10,66	0,13	1 1/4
-0,85	-4,4	0,023	1
+1,5	13,4	0,21	від 1 1/4 до 1 1/2
-1,5	-7,15	0,06	більше 1
+2	15,54	0,29	від 1 1/4 до 1 1/2
-2	-9,3	0,1	1 1/4
+3	19,9	0,46	більше 1 1/2
-3	-13,6	0,22	більше 1 1/4
Двигун типу СТК-520			
+0,85	8	0,067	1
-0,85	-2,2	0,006	1
+1,5	9,5	0,094	1 1/4
-1,5	-3,7	0,014	1
+2	10,7	0,12	1 1/4
-2	-4,87	0,025	1
+3	13	0,18	більше 1 1/4
-3	-7,2	0,054	до 1 1/4

По даним табл. 1 побудовані функції $\Phi_i = f(\delta_d)$ (рис. 2).

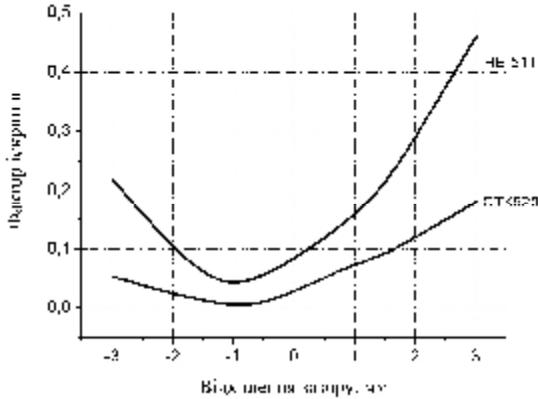


Рис. 2

Згідно ГОСТ 2582-81 [7] допустиме іскріння складає $1\frac{1}{2}$ бала, що відповідно з рис. 1 та рис. 2 буде при значеннях «першого» повітряного зазору $5_{+1,4}^{-2,9}$ мм у двигуна НБ-511, і $5_{+2}^{-4,1}$ мм у двигуна СТК520 для іскріння $1\frac{1}{4}$ бала.

Висновок. Наведена у статті методика дозволяє визначити найбільші відхилення значення повітряного зазору між додатковими полюсами та якорем, при якому іскріння досягає максимально допустимого значення $1\frac{1}{2}$ бала, що можна використати при коректуванні правил ремонту тягових двигунів.

Список літератури: 1. Безрученко В. М., Варченко В. К., Чумак В. В. Тягові електричні машини електрорухомого складу. – Д.: Вид-во Дніпропетр. нац. ун-ту заліз. трансп. ім. акад. В. Лазаряна, 2003. – 252с. 2. Иоффе А.Б. Тяговые электрические машины. – М. – Л.: издательство «Энергия», 1965. – 232с. 3. Проектирование тяговых электрических машин. Под ред. М.Д. Находкина. Учебное пособие для вузов ж.-д. трансп. М., «Транспорт», 1976. 624с. Авт.: Находкин М.Д., Василенко Г.В., Бочаров В.И., Козорезов М.А. 4. Расчетная записка для тягового двигателя СТК-520. Разработал – Кулиш Е.В., Безрученко В.Н. «НПП»СЭМЗ» – 2007. 5. Расчетная записка для тягового двигателя НБ-511. Разработал – Русанова А., Василенко А. – «НЭВЗ», 1982. 6. ГОСТ 12652-74Е. Стеклотекстолит электротехнический листовой. 7. ГОСТ 2582-81. Машины электрические вращающиеся тяговые. Общие технические условия.

А.В. КЛЕМЕНТЬЕВ, инженер

УТОЧНЁННАЯ МЕТОДИКА РАСЧЁТА ОСНОВНЫХ ПУСКОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК, МАКСИМАЛЬНОГО МОМЕНТА И КРИТИЧЕСКОГО СКОЛЬЖЕНИЯ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ПРИЁМО-СДАТОЧНЫХ ИСПЫТАНИЙ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Запропонована методика розрахунку основних пускових характеристик, максимального моменту і критичного ковзання згідно результатів приймально-здавальних випробувань асинхронних двигунів

Предложена методика расчёта основных пусковых характеристик, максимального момента и критического скольжения по результатам приёмо-сдаточных испытаний асинхронных двигателей.

Введение. В настоящее время отсутствуют нормативные документы, определяющие алгоритмы, по которым рассчитывались бы пределы изменения (нормы) величин, измеряемых в процессе приёмо-сдаточных испытаний асинхронных двигателей (токов I_0 и I_k , потерь P_0 и P_k опытов холостого хода и короткого замыкания). Имеются лишь немногочисленные публикации по данному вопросу, например [1-4].

В практике электромашиностроительных заводов часто используются упрощённые методы расчёта норм, позволяющие вычислять их по каждой из измеряемых величин в отдельности. С целью уменьшения риска выпустить бракованные двигатели нормы вычисляются с некоторым "запасом". В некоторых случаях выхода значений измеряемых величин за установленные границы возникает необходимость проведения испытаний по программе периодических, что значительно увеличивает трудоёмкость контроля качества выпускаемой продукции.

В расчётах моментов, пускового тока и критического скольжения при обработке результатов испытаний необходим правильный подход, учитывающий явление насыщения путей потоков рассеяния, которое приводит к уменьшению индуктивного сопротивления короткого замыкания. Эта величина непрерывно уменьшается с ростом тока. В результате зависимость тока от напряжения при коротком замыкании представляет собой кривую, вогнутую во всех точках. В силу этого определение пускового тока по касательной (ГОСТ 7217-87) может занижить его величину. Погрешность может быть существенной, если в машине имеются закрытые или полужакрытые пазы на статоре или роторе.

Кроме того, при расчёте максимального момента необходимо учесть

эффект вытеснения тока в стержнях короткозамкнутой обмотки.

Целью данной статьи является разработка уточнённой методики расчёта основных пусковых характеристик, критического скольжения и максимального момента по результатам приёмо-сдаточных испытаний, основанная на использовании классических соотношений, корректирующих коэффициентов, индивидуальных для каждого типоразмера двигателя, и на применении эмпирически установленных соотношений, учитывающих насыщение и вытеснение.

Вывод основных расчётных соотношений и расчёт корректирующих коэффициентов. Анализ испытаний двигателей различных серий мощностью до 100 кВт показал, что в пределах от 1-1,5 номинального тока до пускового индуктивное сопротивление короткого замыкания x_{kl} зависит от тока I_k в достаточно точном соответствии с соотношением, предложенным Э.Д. Кравчиком [5]:

$$x_{kl} = a + \frac{b}{\sqrt[3]{I_k}}, \quad (1)$$

где a и b – постоянные для данной машины коэффициенты.

Эти коэффициенты оцениваются по результатам периодических испытаний с использованием метода наименьших квадратов.

Коэффициент C_{In} , корректирующий кратность пускового тока, вычисляется по результатам периодических испытаний следующим образом. Сначала рассчитывается пусковой ток I_{np} по итерационной схеме:

$$\begin{cases} x_{kl}^{(m+1)} = a + \frac{b}{\sqrt[3]{I_n^{(m)}}}; \\ I_n^{(m+1)m} = \frac{U_n}{\sqrt{r_k^2 + [x_{kl}^{(m+1)}]^2}}, \end{cases} \quad (2)$$

где r_k – активное сопротивление короткого замыкания, U_n – номинальное фазное напряжение.

Коэффициент C_{In} вычисляется делением величины тока по периодическим испытаниям I_{nu} на величину тока I_{np} .

Расчёт пускового тока двигателя по результатам приёмо-сдаточных испытаний проводится по итерационной схеме (2) с умножением результата на корректирующий коэффициент C_{In} .

Поскольку пусковой момент пропорционален потерям в обмотке ротора, то его можно вычислить по соотношению:

$$M_{np} = M_{nu} \cdot \frac{(r_{kp} - r_{1p}) \cdot I_{np}^2}{(r_{ku} - r_{1u}) \cdot I_{nu}^2}$$

где нижний индекс «*u*» соответствует данным периодических испытаний; индекс «*p*» соответствует данным расчёта по результатам приёмо-сдаточных испытаний.

Для расчёта максимального момента по результатам приёмо-сдаточных испытаний с учётом насыщения и вытеснения тока в стержнях обмотки ротора воспользуемся упрощённым выражением для электромагнитного момента в общепринятых обозначениях:

$$M \approx \frac{m_1 \cdot U_n^2 \cdot p \cdot \frac{r_2'}{S}}{2\pi \cdot f \cdot \left(r_1 + c_1 \frac{r_2'}{S} \right)^2 + x_{kl}^2}, \quad (3)$$

где коэффициент $c_1 \approx (1,03 \div 1,07) \approx 1,05$.

Выражение (3) может быть использовано в общем случае, т.е. также тогда, когда параметры не постоянны и зависят от токов и скольжения. В этом случае при каждом значении скольжения в выражение (3) нужно подставлять соответствующие значения параметров [6].

Для расчёта максимального момента по результатам приёмо-сдаточных испытаний необходимо рассчитать критическое скольжение, что приводит к необходимости предварительно рассчитать два коэффициента (q и C_{skp}).

Анализ показывает, что ток фазы обмотки статора в процессе пуска $I'(s)$ в функции скольжения может быть приближённо определён через следующее соотношение:

$$I'(s) \approx I_n \cdot s^q = k_I \cdot I_{1n} \cdot s^q, \quad (4)$$

где I_n – пусковой ток; k_I – кратность пускового тока, I_{1n} – номинальный ток, q – степень, определяемая индивидуально для каждого типоразмера двигателя.

По двум известным из периодических испытаний значениям тока $I'(s)$: ($I_n, s=1$) и (I_{1n}, s_n) величина q может быть определена из следующего соотношения:

$$q = -\frac{Ln k_I}{Ln s_n}, \quad (5)$$

где s_n – номинальное скольжение.

Из соотношений (1) и (4) получаем выражение индуктивного сопротивления двигателя в функции скольжения при пуске:

$$x_{kp}(s) = a + \frac{b}{\sqrt[3]{I_n \cdot s_{kp}^q}} \quad (6)$$

Учёт вытеснения тока в стержнях ротора при критическом скольжении s_{kp} проводится следующим образом. Приведённое активное сопротивление обмотки ротора в номинальном режиме $r'_2(s_H)$ (т.е. без учёта вытеснения тока) определяется через сопротивление r'_{2k} опыта короткого замыкания на пониженном напряжении через корректирующий коэффициент [3]. Указанный коэффициент вычисляется по результатам периодических испытаний.

Многочисленными электромагнитными расчётами установлено, что для двигателей до 100 кВт отношение между сопротивлением при критическом скольжении r'_{2kp} и номинальном скольжении $r'_2(s_H)$ практически не зависит ни от типоразмера двигателя, ни от проводимости материала обмотки ротора:

$$r'_{2kp} \approx (1,03 \div 1,07) \cdot r'_2(s_H) \approx 1,05 \cdot r'_2(s_H). \quad (7)$$

С учётом этого выражение (3) после умножения на квадрат скольжения показывает, что при прочих равных условиях электромагнитный момент пропорционален величине

$$\frac{r'_2 \cdot s}{r_1^2 \cdot s^2 + 2,2 \cdot r_1 \cdot r'_2 \cdot s + 1,2 \cdot r_2'^2 + x_{kl}^2 \cdot s^2} = \frac{u}{v} = \frac{u}{v_1 + v_2 + v_3 + v_4} \quad (8)$$

Критическое скольжение находим, приравнявая нулю числитель производной выражения (8), которую находим следующим образом.

$$\frac{d u(s = s_{kp})}{d s} \approx r'_2 + \frac{\Delta r'_2}{s_{kp} - s_H} \cdot s_{kp} \approx 1,06 \cdot r'_2 \quad (9)$$

В соотношении (9) используется тот факт, что величина $\frac{s_{kp}}{s_{kp} - s_H}$ у рассматриваемых двигателей изменяется в узких пределах и в среднем составляет 1,15.

Далее находим:

$$\frac{d v_1(s = s_{kp})}{d s} = 2 \cdot r_1^2 \cdot s_{kp}; \quad (10)$$

$$\frac{d v_2(s = s_{kp})}{d s} \approx 2,33 \cdot r_1 \cdot r'_2; \quad (11)$$

$$\frac{d v_3(s = s_{kp})}{d s} \approx \frac{0,14 \cdot r'_2}{s_{kp}}; \quad (12)$$

$$\frac{d v_4(s = s_{kp})}{d s} = 2 \cdot x_{kikp}^2 \cdot s_{kp} + 2 \cdot x_{kIkp} \cdot s_{kp}^2 \cdot \frac{d x_{kIkp}}{d s}, \quad (13)$$

где x_{kIkP} индуктивное сопротивление двигателя при токе, соответствующем критическому скольжению.

Соотношения (1) и (4) позволяют получить простое выражение производной сложной функции $\frac{dx_{kI}}{ds} = \frac{dx_{kI}}{dI} \cdot \frac{dI}{ds}$ в соотношении (13)

$$\frac{d x_{kI}}{d s} \approx \frac{d}{d I} \left(a + \frac{b}{\sqrt[3]{I}} \right) \cdot \frac{d}{d s} \left(I_n \cdot s^q \right) \approx - \frac{b}{\frac{4}{3} \cdot s \cdot I^{\frac{2}{3}}} \cdot I_n \cdot s^q \cdot q = - \frac{q}{3 \cdot s} (x_{kI} - a) \quad (14)$$

Из соотношений (9)-(14) получаем уравнение для определения критического скольжения:

$$\frac{d u(s = s_{kp})}{d s} \cdot v(s = s_{kp}) - \frac{d v(s = s_{kp})}{d s} \cdot u(s = s_{kp}) \approx \mathbf{L} \quad (15)$$

$$\mathbf{L} \approx s_{kp}^2 \cdot \left[-0,94 \cdot r_1^2 - 0,94 \cdot x_{kIkP} + x_{kIkP} (x_{kIkP} - a) \right] \cdot r_2' + 1,16 \cdot r_2'^3 = 0$$

Из уравнения (15) находим выражение для расчёта критического скольжения:

$$s_{kpp} \approx \frac{1,2 \cdot r_2'}{\sqrt{r_1^2 + x_{kIkP}^2 - 0,7 \cdot q \cdot x_{kIkP} \cdot (x_{kIkP} - a)}} \quad (16)$$

Численное значение критического скольжения по результатам периодических испытаний определяется итерационным методом по следующей циклической схеме:

$$s^{(m)} \quad \Longrightarrow \quad x_{kp}^{(m)} \quad \Longrightarrow \quad s^{(m+1)} \quad (17)$$

Индуктивное сопротивление двигателя $x_{kp}^{(m)}$ вычисляется по соотношению (6) по заданному в m – м приближении скольжению $s^{(m)}$.

Скольжение $s^{(m+1)}$ в $(m+1)$ – ом приближении итерационной схемы (17) вычисляется по соотношению (16) при индуктивном сопротивлении двигателя $x_{kp}^{(m)}$.

Коэффициент $C_{s_{kp}}$, корректирующий расчёт критического скольжения по результатам приёмо-сдаточных испытаний, вычисляется делением значения критического скольжения по результатам периодических испытаний на расчётное скольжение. Расчёт критического скольжения по результатам приёмо-сдаточных производится по соотношению (16) с умножением на коэффициент $C_{s_{kp}}$.

Используя соотношения (3) и (16), вычисляем максимальный момент по результатам периодических испытаний:

$$M_{\max} \approx \frac{m_1 \cdot U_n^2 \cdot p \cdot \frac{r_2'}{s_{kp}}}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot \left[\left(r_1 + 1,1 \cdot \frac{r_2'}{s_{kp}} \right) + x_{kIkp}^2 \right]} \quad (18)$$

Величина максимального момента по результатам приёмо-сдаточных испытаний вычисляется по выражению (18) с умножением на корректирующий коэффициент C_{max} .

Коэффициент C_{max} рассчитывается делением величины максимального момента по периодическим испытаниям на величину расчётного максимального момента M_{max} . Он уменьшает погрешность, связанную с наличием допущений и дифференцированием эмпирически заданной зависимости индуктивного сопротивления двигателя от скольжения (тока) в процессе пуска.

Как показали многочисленные сравнительные расчёты с использованием составленных компьютерных программ ψ , погрешность вычислений по предложенной методике уменьшена в среднем на 3 % по сравнению с методикой, предложенной в работе [4], при этом максимальная погрешность составляет 4 % по всем параметрам.

Выводы:

1. Учёт насыщения путей потоков рассеяния и вытеснения тока в стержнях обмотки ротора в предложенном виде позволяет уточнить методику расчёта основных пусковых характеристик, максимального момента и критического скольжения по результатам приёмо-сдаточных испытаний.

2. Использование компьютерных программ, разработанных на базе предложенной методики, позволяет уменьшить трудоёмкость контроля качества изготовленных асинхронных двигателей.

Список литературы: 1. Гольдберг О.Д. Качество и надёжность асинхронных двигателей. – М.: Энергия, 1968. – 176 с. 2. Гольдберг О.Д. Испытания электрических машин. – М.: Высшая школа, 1990. – 255 с. 3. Клементьев А.В., Коцюбенко В.П. Усовершенствование методики применения круговой диаграммы при приёмо-сдаточных испытаниях асинхронных двигателей // Электротехника и электроэнергетика. – 2004. – №2/2004. – С. 48 – 50. 4. Клементьев А.В. Расчёт основных пусковых характеристик и максимального момента по результатам приёмо-сдаточных испытаний // Электрифікація та АВТОМАТИЗАЦІЯ сільського господарства. – 2005. – №4(13). – С. 73 – 78. 5. Гаинцев Ю.В. Способы уменьшения погрешностей при определении моментов и пускового тока асинхронных двигателей. – М.: ЦНИИИТИ, 1963. 6. Вольдек А.И. Электрические машины. – М. -Л.: Энергия, 1974. – 839 с.

Поступила в редакцию 18.10.07

Н.А. ЛЕЛЮК, аспирант

В.С. ЛУПИКОВ, д-р техн. наук

МОДЕЛИ КОНТАКТОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО АППАРАТА ПРИ ИССЛЕДОВАНИИ ВИБРАЦИИ

Приведено огляд відомих моделей контактів при дослідженні процесу вібрації в електричному апараті.

Приведен обзор известных моделей контактов при исследовании процесса вибрации в электрическом аппарате.

Введение. Срок службы электрических аппаратов (ЭА) зависит от процессов на его контактах. Одним из основных процессов, определяющих долговечность работы ЭА, является вибрация на контактах, возникающая при нормальной работе и вызывающая отброс контактов. Этот отброс контактов крайне нежелателен, так как вызывает повторное появление электрической дуги и увеличивает износ контактов [1].

Причинами, вызывающими вибрацию контактов, являются:

- упругий удар при замыкании и размыкании контактов;
- колебания держателя контакта после удара;
- ударные реакции в осях;
- вибрация деталей;
- внешние вибрации: удары, тряски, толчки.

Эти причины приводят к нарушению нормального функционирования ЭА, в частности, к поломке или чрезмерному износу одной или нескольких его деталей.

Одной из нерешенных задач является моделирование процессов вибрации системы элементов ЭА и трехмерных вибраций контактных поверхностей. Вибрация элементов и контактов существенно влияет на основные показатели износостойкости ЭА. Устранение или снижение действия вибрации на контактах до прекращения отбросов контактов и получения колебаний без разрыва контактов [1] могут существенно повысить надежность работы, срок службы и энергосбережение ЭА.

Вибрационные процессы основаны на преобразовании и передаче энергии. Эти процессы сопровождаются распределением, поглощением и рассеянием энергии. В настоящее время эти процессы исследованы недостаточно ввиду их сложности. Большая часть исследований вибрации контактов ЭА ограничивается одномерными моделями процесса, когда движение подвижного контакта в процессе вибрации происходит в направлении одной из конструктивных осей ЭА. Решение задач анализа, синтеза и оптимизации виб-

рациональных процессов требует применения более сложных моделей. В связи с резким расширением применения ЭВМ в последнее время появились мощные пакеты программ расчета различных сложных процессов, основанные на теории множеств, топологии, теории графов, матричных и операторных методов [2]. Это открывает возможность создания и решения трехмерных моделей ЭА и исследования процесса вибрации их контактов и узлов с использованием математического моделирования.

Цель работы – обзор методов моделирования вибрации контактов и перспективы их развития.

Известные модели контактов при исследовании процесса вибрации.

К наиболее известным моделям относятся: "упругая", "упруговязкая" и "упруговязкопластическая" модели контактов при исследовании их вибрации.

"Упругая" модель применяется при условии, что соударение контактов происходит мгновенно. После соприкосновения скорость подвижного контакта изменяется скачком. Величина скорости зависит от коэффициента восстановления контактного материала [3, 4]. В известных публикациях система координат, в которой рассматривается движение контактов при вибрации, принимается одноосной (одномерной).

На рис. 1 показана схема движения контактов для рассматриваемой модели контактов при вибрации.

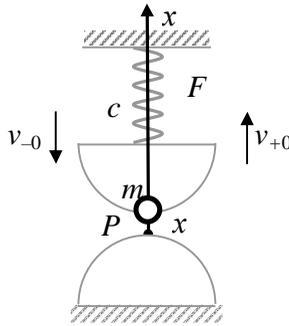


Рис. 1. Схема движения подвижного контакта в процессе вибрации, принятая для "упругой модели"

Контакты рассматриваются сферической формы, что обеспечивает переход к одноточечному контактированию. Подвижный контакт рассматривается как материальная точка, обозначенная на рис. 1 точкой P . Фактически процесс вибрации сводится к колебаниям материальной точки, подвешенной на пружине. Уравнения одномерного движения материальной точки P относительно неподвижного контакта и начальные условия, характеризующие "упругую" модель, имеют вид:

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -(F + cx); \quad (1)$$

$$v_{+0} = -a \cdot v_{-0},$$

где m – масса подвижного контакта; $x = x(t)$ – расстояние между подвижным и неподвижным контактами, характеризующее отброс подвижного контакта от неподвижного; t – время процесса вибрации: $t < 0$ – интервал времени до начала вибрации; $t = 0$ – момент начала процесса вибрации контактов; F – сила нажатия пружины в момент соударения контактов; c – жесткость пружины; $v(t) = dx(t)/dt$ – мгновенная скорость подвижного контакта, $v(t < 0) = v_{-0}$, $v(t = 0) = v_{+0}$ – скорости подвижного контакта до и в момент начала вибрации; a – коэффициент восстановления контактного материала.

"Упруговязкая" модель, в отличие от "упругой" модели, учитывает деформацию контактов при соударении в процессе вибрации. Время соударения принимается не мгновенным, а отличным от нуля. Процесс вибрации включает интервал времени деформации, в течение которого части объемов контактов подвергаются упругой деформации. Возникающая сила упругой деформации препятствует сближению контактов после соприкосновения. В некоторый момент времени сближение контактов прекращается и под действием этой силы они расходятся.

На рис. 2 показана схема контактов для рассматриваемой модели вибрации в момент соприкосновения контактов. Введенная в схему вторая пружина обеспечивает учет упругой деформации. Объемы контактов, подверженные упругой деформации, выделены серым цветом.

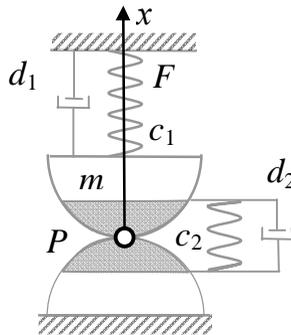


Рис. 2. Схема движения подвижного контакта в процессе вибрации, принятая для "упруговязкой" модели

Как и в предыдущем случае, математическое описание процесса вибрации строится исходя из предположения, что движется материальная точка P , а для учета упругой деформации вводятся дополнительные сосредоточенные

элементы модели, учитывающие свойства обоих контактов.

"Упруговязкая" модель, по аналогии с "упругой" моделью, представляется уравнением одномерного движения подвижного контакта (точки P) с учетом демпфирующих свойств пружины и контактов, начальными условиями, характеризующими отброс и скорость подвижного контакта в начальный момент времени $t = 0$ процесса вибрации и соотношением, связывающим начальную скорость подвижного контакта со скоростью этого контакта до начала вибрации:

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + b_1 \frac{dx}{dt} + c_1 x + \left(b_2 \frac{dx}{dt} + c_2 x \right) \eta(x) = -F ; \quad (2)$$

$$x(0) = 0 ;$$

$$v(0) = v_{+0} ;$$

$$v_{+0} = -a \cdot v_{-0} .$$

В дополнение к обозначениям модели (1), в модели (2) использованы следующие: b_1, b_2 – параметры, характеризующие свойства демпфирующих элементов, соответственно пружины и контактов; c_1, c_2 – жесткость пружины и контактов, ($c_1 = c$); $\eta(x)$ – единичная функция, равная 1 при $x > 0$ (контакты сомкнуты и деформируются), и 0 при $x < 0$ (контакты разомкнуты вследствие отброса). Решения системы (2) приведено в [3].

"Упруговязкопластическая" модель учитывает, кроме упругих, и пластические деформации контактов при вибрации. В первом приближении предполагается, что объемы контактов подвергаются не только упругой, но и пластической деформации. На рис. 3. приведена схема контактов в момент их соприкосновения, причем объемы, подвергающиеся упругой и пластической деформации, приняты одинаковыми и заштрихованы.

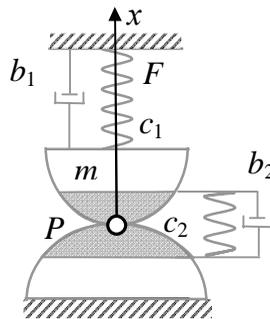


Рис. 3. Схема движения подвижного контакта в процессе вибрации, принятая для "упруговязкопластической" модели

Вследствие одинаковых схем на рис. 2 и рис. 3, математическое описание "упруговязкопластической" модели по форме совпадает с (2). Отличие заключается в способе определения параметров b_1 и b_2 . При их определении

учитываются коэффициенты не только упругих, но и пластических деформаций контактов [3].

Дальнейшее развитие последней модели связано с учетом радиусов кривизны контактов. Результаты расчета получаются более точными, чем по двум предыдущим моделям, однако, расчет весьма сложен и может быть выполнен лишь с помощью ЭВМ [3].

Полюсные графы для вибрационных систем. Для описания процесса вибрации контактов в [4] применяются схемы замещения с сосредоточенными компонентами – вибрационные схемы замещения. Уравнения модели в этом случае формируются на основе теории полюсных графов [5, 6]. Для упрощения модели вибрации контактов в качестве компонентов схемы используются двухполюсники. Алгоритм операций составления графа включает составление вибрационной схемы замещения, построение вибрационной цепи и построение графа.

На рис. 4 в качестве примера приведена вибрационная схема замещения контактов. В отличие от схем, приведенных на рис. 1-3, в этой схеме предусмотрена возможность исследования вибрации контактов в случае, когда оба контакта подвергаются не только действию упругих и пластических деформаций, но и могут перемещаться одновременно.

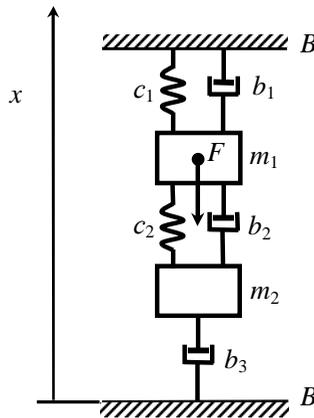


Рис. 4. Вибрационная схема замещения пары одноточечных контактов

Схема замещения построена по правилам, приведенным в [2]. Неподвижная база системы, относительно которой происходят движения контактов при вибрации, на схеме обозначена B . Подвижный и неподвижный контакты представлены инерционными элементами (массами) соответственно m_1 и m_2 . Для учета поглощения энергии вибрации контактов в схему введены демпфирующие элементы b_1 , b_2 и b_3 . Демпфирующие элементы b_1 и b_3 соединяют инерционные элементы – массы m_1 и m_2 – с базой B и между собой – b_2 . Упругие свойства контактов учитываются в схеме элементами упругости (пру-

жинами) c_1 и c_2 . На схеме эти упругие элементы подключены параллельно демпфирующим элементам. Сила, под действием которой происходит процесс вибрации, обозначена F . В рассматриваемом случае схема составлена для одномерной вибрации, вдоль оси x .

Анализ показывает, что данная схема является обобщением всех трех предыдущих схем движения контактов при вибрации, так как содержит все элементы предыдущих схем.

Вибрационная цепь строится по аналогии с электрической цепью. Как и электрическая цепь, она служит для упрощения описания динамических свойств реального объекта. Для вибрационной схемы замещения на рис. 5 показана вибрационная цепь.

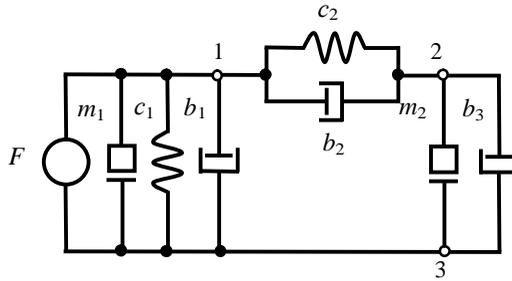


Рис. 5. Вибрационная цепь

Полусный граф является универсальной топологической моделью физической системы с сосредоточенными компонентами. Для механических поступательных систем используются идеальные пассивные двухполюсники: масса m , механическое сопротивление b , упругость c и идеальные активные двухполюсники – скорость v либо перемещение x (продольные переменные) и сила F (поперечная переменная).

На рис. 6 приведен граф вибрационной цепи (рис. 4).

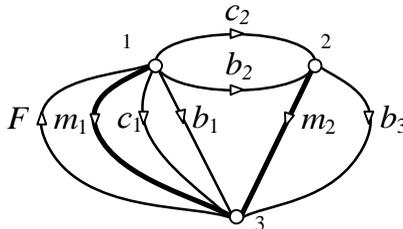


Рис. 6. Граф вибрационной схемы замещения

Число узлов графа $p = 3$, и их нумерация 1- одинакова для схемы и цепи. Число ветвей графа $f = 8$, а их обозначения соответствуют элементам вибрационной цепи. В качестве активного компонента графа используется источ-

ник силы F . Направление дуг пассивных двухполюсников принимаются в соответствии с выбранной системой отсчета (противоположно направлению оси перемещения x), а ориентация дуг активных двухполюсников – видом источника: для источников силы они совпадают, а для источников скорости – противоположны.

На основе графа формируются компонентные и топологические уравнения по известным правилам теории графов [5, 6]. После преобразований можно получить общее уравнение, соответствующее первому уравнению модели (2), в котором коэффициенты m, c_1, c_2, b_1, b_2 выражаются через параметры компонент графа.

Развитие метода полюсных графов для двумерных и трехмерных вибраций контактов. Построенный граф является односвязным. В первую очередь это связано с тем, что рассматриваемые модели вибрации контактов являются одномерными.

Для перехода к двух- и трехмерным моделям можно воспользоваться следующими допущениями:

- активные двухполюсники графа вибрационной схемы замещения (силы, перемещения, скорости) являются векторными величинами;
- пассивные двухполюсники (демпфирующие и упругие) являются псевдовекторами, составляющие которых зависят от пространственного направления;
- инерционные элементы графа рассматриваются как скаляры.

Используя эти допущения, можно построить граф вибрационной схемы замещения для двух- и трехмерных вибраций контактов. Этот граф представляет собой три несвязных части для соответствующих пространственных направлений, причем каждая часть по виду не отличается от графа на рис. 7.

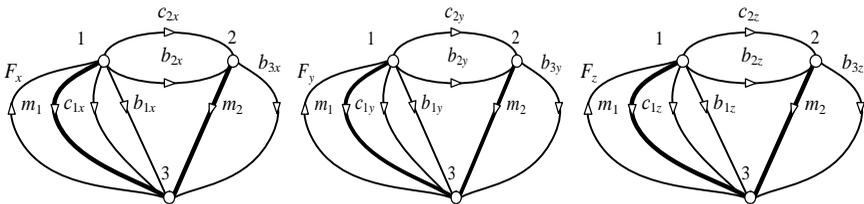


Рис. 7. Граф схемы для трехмерной вибрации

Основные отличия – обозначения элементов, получаемые заменами (цифровые индексы сохраняются и для простоты опущены):

$$F \rightarrow \mathbf{F} = \mathbf{F}(F_x, F_y, F_z); \quad (3)$$

$$b \rightarrow \mathbf{b} = \mathbf{b}(b_x, b_y, b_z);$$

$$c \rightarrow \mathbf{c} = \mathbf{c}(c_x, c_y, c_z),$$

где $\mathbf{F} = \mathbf{F}(F_x, F_y, F_z)$ – вектор силы с компонентами по осям координат x, y, z ; $\mathbf{b} = \mathbf{b}(b_x, b_y, b_z)$ и $\mathbf{c} = \mathbf{c}(c_x, c_y, c_z)$ – псевдовекторы, составляющие которых характеризуют величины механического сопротивления и упругости.

Обосновать такое представление графа в виде независимых частей можно на основе теории групп [7]. Векторные величины, характеризующие вибрацию, образуют группу. Некоторые ограничения накладываются на псевдовекторные величины, которые в общем случае могут быть и тензорными величинами. В основном это относится к пластическим деформациям. И этот вопрос требует отдельного исследования.

Преимущества такого подхода к исследованию трехмерных вибраций следующие. Во-первых, появляется возможность формализации операций по составлению модели процесса трехмерной вибрации контактной системы. Во-вторых, одна и та же, по сути, схема может быть получена на основе одномерной вибрации; различие величин компонент для составляющих частей графа (по разным осям) влияет только на числовые величины входных данных и, соответственно, результатов расчета. В-третьих, появляется возможность введения в модель дополнительных уточняющих параметров, которые не удастся учесть в предыдущих моделях, так как расширение списка параметров резко усложняет решение.

В качестве примера на рис. 7 показана схема для исследования вибрации контактов, когда оси контактов сдвинуты. Соударение контактов происходит под некоторым углом φ относительно оси движения контактов x . В этом случае имеет место двумерная вибрация. Параметры графа имеют обозначения: F_x, F_y – компоненты вектора силы; m_1, m_2 – массы контактов (скалярные величины); b_1, b_2, b_3 – механические сопротивления (псевдовекторы, содержащие по две составляющие для осей x и y); c_1, c_2 – упругости.

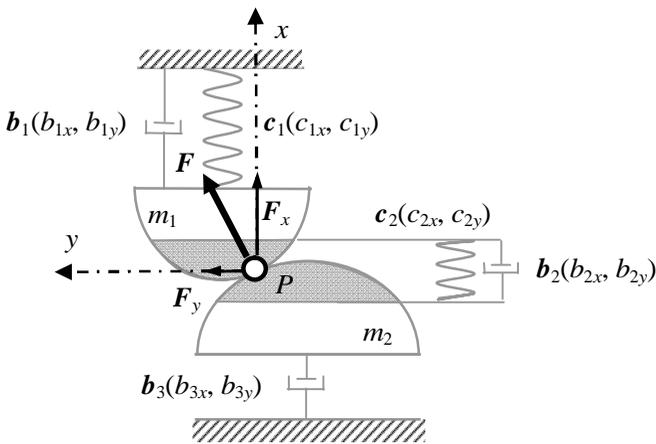


Рис. 8. Схема двумерной вибрации контактов

На основе схемы рис. 8 может быть построен граф вибрационной цепи, содержащий две части, соответствующих первым двум частям графа на рис. 7 для осей x и y .

Таким образом, применение графов открывает возможность вводить в

схему дополнительные элементы, уточняющие модель контактов и рассматривать многомерную вибрацию. В приведенном примере введен дополнительный элемент – механическое сопротивление b_3 , который позволяет учесть влияние других частей электрического аппарата на вибрацию контактов. Кроме того, на схеме представлены параметры, характеризующие компоненты вектора силы и псевдовекторов механического сопротивления и упругих деформаций, которые используются при построении частей графа.

Список литературы: 1. *Шевченко С.М.* Движение и удары в электрических аппаратах автоматического управления. – М.: Энергия, 1979. – 144 с. 2. *Яковенко В.Б.* Моделирование и расчет вибрационных систем / Уч. пособие. – К.: УМК ВО, 1988. – 232 с. 3. Справочник по расчету и конструированию контактных частей силовых электрических аппаратов / Н.М. Афанасьев, В.В. Афанасьев, В.В. Борисов и др.: Под ред. В.В. Афанасьева. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 384 с. 4. *Лутиков В.С., Лелюк Н.А.* Анализ математических моделей процесса вибрации контактов прямоходового электромагнита // Электромеханические преобразователи энергии: Материалы международной науч. техн. конф., 17-19 октября 2007 г. – Томск: ТПУ. – 2007. – С. 67- 70. 5. *Сигорский В.П.* Математический аппарат инженера. – К.: Техніка, 1975. – 768 с. 6. *Ильинский Н.Ф., Цаценкин В.К.* Приложение теории графов к задачам электромеханики. – М.: Энергия, 1968. – 200с. 7. *Корн Г., Корн Т.* Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М.: Наука, 1968. – 720 с.

Поступила в редколлегию 18.10.07

А.Н. ОЗЕРОВ, аспирант

В.Б. ЮФЕРОВ, д-р. техн. наук

А.Н. ПОНОМАРЕВ,

Е.В. МУФЕЛЬ,

В.Н. ИЩЕНКО

О НЕКОТОРЫХ ОСОБЕННОСТЯХ РАБОТЫ ИМПУЛЬСНЫХ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ ИЗЛУЧАТЕЛЕЙ С ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫМ ПРИВОДОМ

Досліджена робота імпульсного газового клапана пневмовипромінювача з урахуванням часткового розвантаження його затвора за рахунок тиску газу в його камері. Приведені залежності сили тяги електромагніту пневмовипромінювача і його ефективної сили тяги. Визначені витрати газу залежно від об'єму камери пневмовипромінювача і тиск газу в ній.

Исследована робота імпульсного газового клапана пневмоізлучателя з урахуванням частичної розгрузки його затвора за рахунок тиску газу в його камері. Приведені залежності сили тяги електромагніта пневмоізлучателя і його ефективної сили тяги. Определены расходи газу в залежності від об'єму камери пневмоізлучателя і тиску газу в ній.

Введение. Интенсивность акустического сигнала в импульсных пневмоизлучателях [1] определяется потоком сжатого газа из них, который в первом приближении определяется произведением начального давления, P_0 , в пневмокамере на проводимость U отверстия седла (или эффективного сечения затвора пневмоизлучателя $S_{эф}$). Поскольку импульсное открытие затвора в рассматриваемой конструкции пневмоизлучателя производится с помощью электромагнитного привода, то при росте величины произведения $P \cdot S_{эф}$ необходимо увеличивать и тяговое усилие электромагнита F_m , определяемое как $F_m = B^2 \cdot S_M \cdot k$, где B – напряженность магнитного поля, S_M – сечение магнитопровода, $k = \text{const}$. Для повышения тягового усилия электромагнита необходимо увеличивать как его параметры, так и параметры системы его электропитания (емкость конденсаторной батареи и напряжение на ней). При повышении напряженности магнитного поля, начиная с некоторого значения достигаются условия насыщения железа, используемого в конструкциях ярма и якоря электромагнита. Это осложняет возможности дальнейшего повышения параметров пневмоизлучателя, и для данной конструкции последнего, как бы исчерпываются возможности повышения параметров. Вместе с тем результаты проведенных исследований показали, что дальнейшее повышение

рабочих параметров возможно. Эти возможности было целесообразно изучить.

Описание эксперимента. В [2] мы исследовали работу такого пневмоизлучателя и рассматривали некоторые его энергетические характеристики. В настоящей работе мы попытались повысить рабочие параметры пневмоизлучателя без изменения габаритов и основных его элементов. Для этого был экспериментально исследован механизм частичной компенсации сил, действующих на затвор пневмоизлучателя за счет давления сжатого газа в пневмокамере, а также определено влияние емкости конденсаторной батареи на силу тяги электромагнита.

На рис. 1 представлен схематический вид пневмоизлучателя, параметры которого задаются величинами: V – объем камеры, P_0 – начальное давление в ней, U – проводимость (или эффективная площадь затвора – $S_{эф}$).

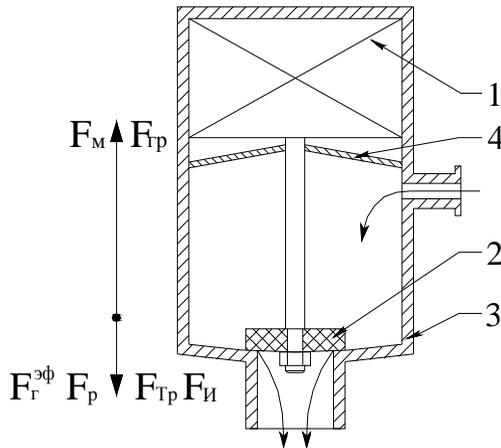
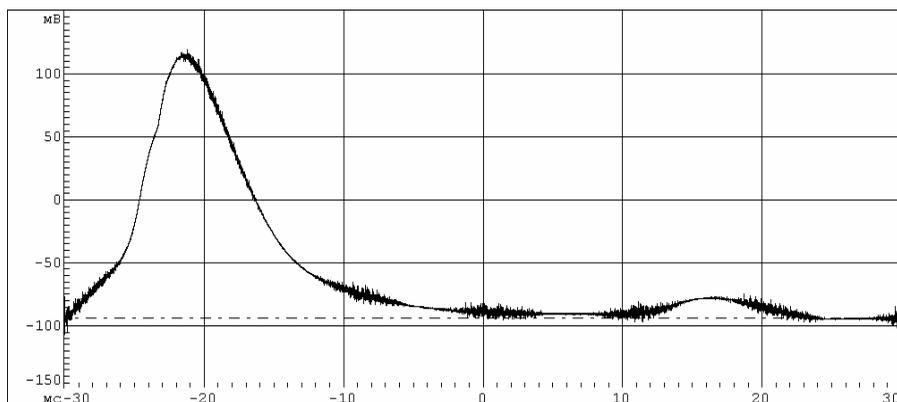


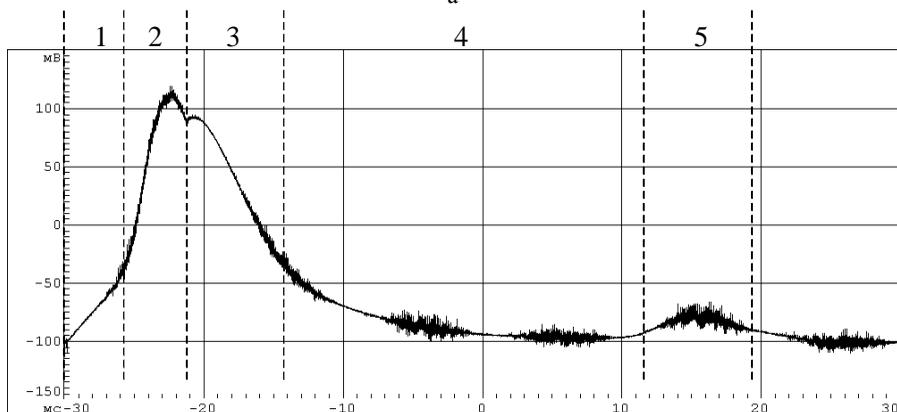
Рис. 1. Схематический вид пневмоизлучателя. 1 – электромагнит, 2 – затвор клапана, 3 – корпус, 4 – возвратная разделительная мембрана. F_M – тяговое усилие электромагнита, $F_Г^{эф}$ и $F_з$ – эффективная сила давления газа на затвор и сила давления газа, $F_р$ – сила давления разделительной мембраны, $F_{зр}$ – давление газа на мембрану, $F_{тр}$ – силы трения и $F_{и}$ – инерциальной силы

Там же приведены направления противодействующих сил, приложенных к элементам пневмоизлучателя и определяющих открытие-закрытие его затвора, F_M , $F_з$, $F_з^{эф}$, $F_{и}$, $F_р$, $F_{мп}$, $F_{зр}$. Уравнение баланса сил запишется как: $F_M + F_{зр} \geq F_з + F_р + F_{мп} + F_{и} = F_1$, где по порядку в левой части уравнения – сила тяги электромагнита и сила воздействия сжатого газа на возвратную резиновую мембрану – сила пневморазгрузки. В правой части уравнения соответственно по порядку представлены – давление газа на затвор, давление на затвор резиновой мембраны при давлении газа $P = 0$, сила трения подвижных эле-

ментов и сила инерции системы. Открытие затвора произойдет тогда, когда суммарные силы в левой части уравнения превысят сумму сил в правой части. Однако при этом нельзя удовлетвориться любым значением превышения сил. Для получения приемлемых значений амплитуд акустических колебаний существенное значение имеет и скорость открытия затвора или время разряда емкостной батареи (при ее различных номиналах) на обмотки электромагнита, с учетом переменной индуктивности системы во время токового импульса и при нагруженном сжатом газом затворе. На рис. 2 (а и б) представлены осциллограммы таких разрядов с особенностями на переднем и заднем фронтах импульса.



а



б

Рис. 2. Осциллограммы токового импульса через обмотку электромагнита излучателя:
а – "зачубрина" находится на подъеме тока; б – "зачубрина" на спаде тока

Токовую характеристику по времени можно условно разбить на 5 облас-

тей, определяющихся переменными параметрами цепи. Участок 1 – можно охарактеризовать, пожалуй, неизменными параметрами цепи. На участке – 2 индуктивность цепи уменьшается, что может объясняться снижением магнитной восприимчивости (величины μ) – ферромагнитного ярма и подвижного якоря из-за достижения насыщения железа. Участок – 3 характеризуется резким повышением индуктивности цепи. Это возможно при замыкании магнитной цепи за счет перемещения подвижного якоря до соприкосновения с магнитопроводом – ярмом, но далее ток разряда уменьшается, и железо электромагнита выходит из насыщения, при этом индуктивность увеличивается, за счет этого разряд конденсаторной батареи затягивается во времени. Участок – 5 связан с размыканием магнитной цепи якорь-ярмо, падением индуктивности и накрыванием затвора под действием упругих сил возвратной резиновой мембраны и давления остаточного газа.

Завершение открытия затвора, сопровождающееся замыканием магнитной цепи при соприкосновении якоря электромагнитного привода с его ярмом, характеризуется особенностью – «зазубриной» (рис. 2) на переднем (заднем) фронте, или максимуме кривой токовой характеристики в зависимости от нагрузки затвора пневмоизлучателя, т.е. давления в нем. В зависимости от величины пневматической нагрузки на затвор, то есть давления сжатого газа в пневмокамере, положение этой «зазубрины» на токовой зависимости может изменяться. По мере увеличения давления сжатого газа в пневмокамере и, соответственно, снижении величины F_G , полное открытие затвора происходит по времени все позднее и с переднего фронта токового импульса оно переходит сначала на максимум тока, а затем на его задний фронт до тех пор пока открытие затвора вообще не происходит. Это соответствует предельному значению давления сжатого газа в пневмоизлучателе, начиная с которого пневмоизлучатель не работоспособен. Токовые зависимости измерялись при постоянном зарядном напряжении на емкостном накопителе, т.е. начальное тяговое усилие электромагнита F_M , было приблизительно постоянным. В то же время нагрузка, являющаяся суммой противодействующих сил: $F_G^{\text{эф}}$ – газа, F_p – разделительной мембраны F_{mp} – силы трения и инерциальной силы- F_u , изменяется за счет изменения давления газа в пневмокамере. Следует заметить, что конструкция данных пневмоизлучателей предусматривает частичную компенсацию суммарных сил, действующих на затвор перед его открытием, поэтому истинная ее величина, названная нами $F_G^{\text{эф}}$ на самом деле меньше, чем произведение $pS_{\text{эф}}$. Различная степень превышения F_M над суммой $\sum F_1$ т.е. величиной ΔF_u определяет и скорость, и время открытия затвора. Более детально это видно из рис. 2,б, где представлен участок осциллограммы вблизи максимума тока и хорошо видны временные сдвиги особенностей в виде "зазубрины" на токовых характеристиках при увеличении давления в пневмокамере излучателя. Экспериментально были определены величины F_p и $S_{\text{эф}}$ – эффективное сечение затвора оказавшееся равным соответственно 11 кг и 20 см² необходимое для определения F_c – газа, опреде-

лявшегося как произведение $pS_{эф}$ и, в конечном счете, тягового усилия электропривода, считая, что $F_{mp}=0$. На рис. 3 представлены зависимости силы тяги электромагнита пневмоизлучателя ПИК-2 с объемом камеры 0.3 л от напряжения источника питания (при отсутствии сжатого газа в его камере). Параметром кривых является емкость конденсаторной батареи. Из приведенных кривых видно, что при увеличении емкости конденсаторов батареи в 4 раза сила тяги электромагнита увеличивается в среднем на 40 %.

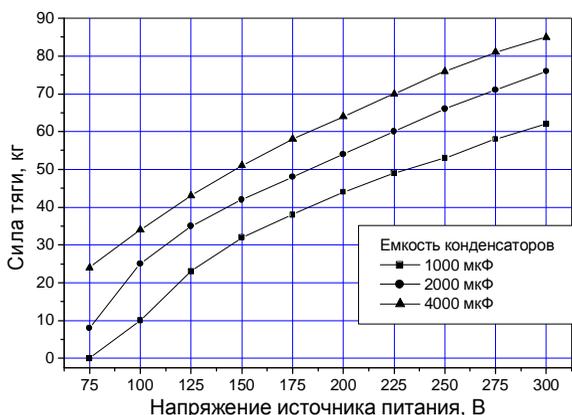


Рис. 3 Зависимость силы тяги электромагнита пневмоизлучателя ПИК-2 от напряжения источника питания

Положительную роль пневморазгрузки при наличии в пневмокамере сжатого газа демонстрируют зависимости эффективной силы тяги электромагнита пневмоизлучателя ПИК-2, представленные на рис. 4 (а, б).

Особенно наглядно увеличение эффективной силы тяги при давлении сжатого газа 12 атмосфер – примерно в 2,8 раза, по сравнению с силой тяги только электромагнита. Однако на рис. 4,б видно и существенное повышение уровня начального напряжения при котором затвор пневмоизлучателя открывается. Так при давлении сжатого газа в пневмокамере 12 атмосфер затвор может открыться только при напряжении примерно 235 В, в то время как при отсутствии сжатого газа – при 78 В.

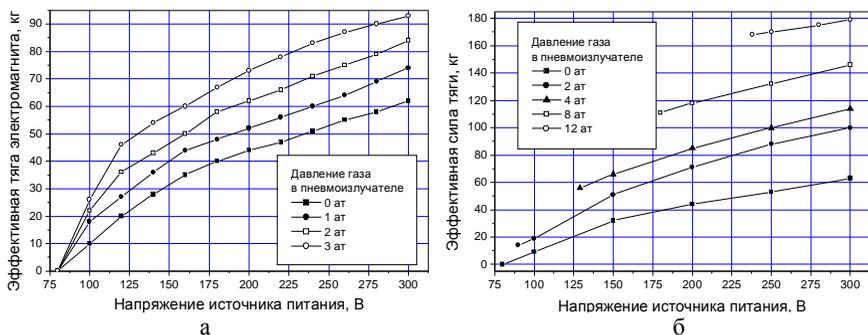


Рис. 4. Зависимость эффективной силы тяги электромагнита пневмоизлучателя ПИК-2 от напряжения источника питания: а – в диапазоне изменений давления сжатого газа 0÷3 ат; б – в диапазоне 0÷12 ат

Одной из важнейших характеристик рассматриваемых пневмоизлучателей является объем, выпускаемого газа за импульс. Эти зависимости как функции давления сжатого газа в пневмокамере излучателей ПИК-2 (объем пневмокамеры 0.3 л), ПИК-3 (объем 0.8 л) и ПИК-2 вместе с ресивером (объем 21 л) представлены на рис. 5. Видно, что расход газа во время импульса не является линейной зависимостью от его давления в пневмокамере. Это свидетельствует о том, что не весь газ покидает пневмокамеру. Начальные линейные участки кривых – отклоняются, т.е. не весь газ выходит из пневмоизлучателя за время нахождения последнего в открытом состоянии. В пневмокамере остается примерно 10÷15 % газа. Это связано с изменением скорости течения газа через кольцевое отверстие и появлением противодавления при одновременном уменьшении давления в пневмоизлучателе. Естественно, что при этом уменьшается и скорость газового потока, достигавшая в момент открытия – величины скорости звука. Повышение длительности импульса путем увеличения емкости батареи позволяет продлить пребывание затвора в открытом состоянии и до определенной величины давления выпускать весь газ. Следует, однако, заметить, что эти последние порции газа, по-видимому вносят малый вклад в акустические колебания. Максимальная величина акустического сигнала, по-видимому должна наблюдаться вблизи фазы открытия затвора, хотя возможны и особенности.

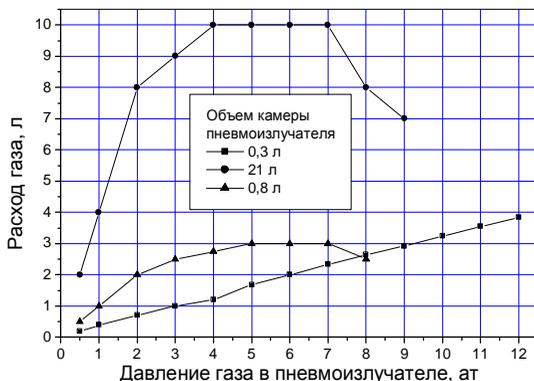


Рис. 5. Зависимость расхода газа, во время газового импульса

Иная картина наблюдается при работе пневмоизлучателя с большим запасом сжатого газа, когда пневмокамера сообщена с ресивером (суммарный объем равен 21 л). При начальном давлении сжатого газа 10 атмосфер общее количество запасенного в них газа составляет 210 л. При расходе газа за один импульс 10 л давление сжатого газа в пневмоизлучателе после газового импульса изменяется всего лишь на 0,48 атмосферы. Таким образом, в этом случае газовый импульс осуществляется при практически мало изменяющемся высоком давлении.

Выводы. Выбрана конструкция пневмоизлучателя с частичной пневморазгрузкой, благодаря чему производство давления газа на площадь сечения затвора оказалось существенно больше, чем тяговое усилие электромагнита. Определены возможные пути дальнейшего повышения энергии пневматических импульсов.

Коллектив авторов благодарит Холода Юрия Васильевича за оказанное содействие в проведении исследований импульсного пневмоизлучателя.

Список литературы: 1. Пневмоизлучатель / Холод Ю.В., Косик Н.А., Малец В.Ф., Муфель Е.В., Озеров А.Н., Юферов В.Б. и др. – Патент Украины № 52214, 2002, кл. В08В3/00. 2. Юферов В.Б., Озеров А.Н., Холод Ю.В. и др. Пневматический импульсный излучатель с электромагнитным // Вестник НТУ "ХПИ" Сборник научных трудов. Тематический выпуск: "Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов", Харьков, – 2007, – № 24, – С. 104-110.

Поступила в редколлегию 09.011.07

О.Г. ПИНЧУК

ОЦЕНКА ТОКОВ И ТЕМПЕРАТУР АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ МОЩНОСТЬЮ ДО 400 кВт ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ НЕСИММЕТРИИ СЕТИ: МЕТОДИЧЕСКИЕ ПОДХОДЫ

Предложена методика оценки электромеханических и тепловых характеристик асинхронных двигателей (АД) при асимметрии напряжения сети для наиболее неблагоприятного значения сдвига по фазе между напряжениями прямой и обратной последовательности. Использование методики при проектировании электродвигателей позволяет исключить перегрев обмоток, связанный с изменением фазового сдвига при эксплуатации АД.

Запропоновано методику оцінки електромеханічних і теплових характеристик асинхронних двигунів (АД) при асиметрії напруги мережі для найбільш несприятливого значення зрушення по фазі між напругами прямої та зворотної послідовності. Використання методики при проектуванні електродвигунів дозволяє виключити перегрів обмоток, пов'язаний зі зміною фазового зрушення при експлуатації АД.

Асинхронные двигатели широко используются в промышленности (их доля среди всех двигателей составляет 85-90 %) [1]. Ежегодно на долю электродвигателей приходится 25-30 % общего числа повреждений электрооборудования. В подавляющем большинстве случаев 85-95 % отказы двигателей происходят из-за повреждения обмоток [1]. Одной из причин перегрева обмоток АД является асимметрия питающего напряжения [2].

В качестве характеристик асимметрии напряжения сети принято использовать [2, 3]: коэффициент асимметрии обратной последовательности (K_{2U}), напряжение прямой последовательности (U_{np}) и сдвиг по фазе между симметричными составляющими напряжения прямой и обратной последовательности: $\Delta\psi = \psi_{np} - \psi_{обр}$.

Влияние сдвига по фазе $\Delta\psi$ на тепловое состояние АД было рассмотрено в работе [4]. Так, в [4] показано, что при $K_{2U} = \text{const}$ и изменении $\Delta\psi$ температура наиболее нагруженной фазы статора изменяется в широких пределах. При некоторых значениях $\Delta\psi$ температуры обмоток статора достигают наибольшего ($\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$) и наименьшего ($\Delta\psi = \Delta\psi_{min}$) значений. Расчет электромеханических и тепловых характеристик на этапе проектирования АД для наиболее тяжелого случая эксплуатации (при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$) позволит исключить тепловые перегрузки, связанные с изменением $\Delta\psi$, при эксплуатации электродвигателя. Поэтому разработка методики расчета токов и температур при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$ является актуальной.

Значительный интерес представляют эксплуатационные характеристики АД в случае одновременного изменения параметров асимметрии питающего напряжения (U_{np} , K_{2U}) и $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$. Электромеханические и тепловые характеристики АД в продолжительном режиме при изменении U_{np} и K_{2U} были рассмотрены в работах [5], однако особенности эксплуатационных характеристик АД различного типоразмера при несимметричном напряжении сети требуют дополнительного исследования.

Целью данной работы была оценка теплового состояния АД различного типоразмера (мощностью 1÷400 кВт) в продолжительном режиме при различных характеристиках асимметрии питающего напряжения (U_{np} , K_{2U} , $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$).

Расчет токов осуществлялся с помощью метода симметричных составляющих с применением Т-образной схемы замещения [6]. Согласно Т-образной схеме замещения для прямой и обратной последовательности симметричные составляющие токов статора (I_{1np} , $I_{1обр}$) и ротора (I'_{2np} , $I'_{2обр}$) равны [6]:

$$I_{1np} = \frac{U_{np}}{Z_{np}}; I_{1обр} = \frac{U_{обр}}{Z_{обр}}, \quad (1)$$

$$I'_{2np} = I_{1np} \frac{z_0}{z_0 + z'_{2np}}, I'_{2обр} = I_{1обр} \frac{z_0}{z_0 + z'_{2обр}}. \quad (2)$$

где $z_{npi} = z_1 + \frac{z_0 \cdot z_{2s} pi}{z_0 + z_{2s} pi}$, $z_{обрi} = z_1 + \frac{z_0 \cdot z_{2s} обрi}{z_0 + z_{2s} обрi}$, – сопротивления Т-

образной схемы замещения для прямой и обратной последовательности.

Токи в обмотках ротора при асимметрии имеют несинусоидальный характер [6] и не зависят от $\Delta\psi$, их действующие значения определяются по формулам [7]:

$$I_{2A} = I_{2B} = I_{2C} = \sqrt{I_{2np}^2 + I_{2обр}^2}. \quad (3)$$

Результирующие токи в обмотках статора в значительной степени зависят от величины $\Delta\psi$ [4], что связано с соответствующим изменением угла между векторами симметричных составляющих токов. Так, из уравнений (1) угол сдвига симметричных составляющих тока статора (I_{1np} , $I_{1обр}$) относительно симметричных составляющих напряжений (U_{np} , $U_{обр}$) равен:

$$I_{1np} = U_{np} - z_{np}; \Psi_{I_{1обр}} = \Psi_{U_{обр}} - \Psi_{z_{обр}}. \quad (4)$$

Тогда сдвиг по фазе между составляющими тока статора для прямой и обратной последовательности:

$$I = I_{1np} - I_{1обр} = (U_{np} - U_{обр}) - (z_{np} - z_{обр}), \text{ или:}$$

$$\Delta\psi_1 = \Delta\psi - \Delta\psi_z. \quad (5)$$

где $\Delta\psi_I$ – разность фаз токов прямой и обратной последовательности; $\Delta\psi$ – разность фаз напряжений прямой и обратной последовательности; $\Delta\psi_Z$ – разность фаз сопротивлений для прямой и обратной последовательности. Величина $\Delta\psi_Z$ может быть найдена по паспортным данным асинхронного двигателя. Например, на основании приведенных в справочной литературе данных относительно параметров Т-образной схемы замещения для асинхронных машин серии 4А диапазон изменения углов составляет [6]:

$$\Delta\psi_Z = \psi_{z_{np}} - \psi_{z_{обр}} = \arctg(Z_{np}) - \arctg(Z_{обр}) \approx -(20 \div 80^\circ). \quad (6)$$

Из (5) следует, что при $\Delta\psi = 0^\circ$, принимаемом по умолчанию в соответствии с ГОСТ 13109-97, $\Delta\psi_I = \Delta\psi_Z$. То есть при $\Delta\psi = 0^\circ$ симметричные составляющие токов статора всегда будут сдвинуты на некоторый угол $\Delta\psi_Z \approx -(20^\circ \div 80^\circ)$. При изменении $\Delta\psi$ угол сдвига между симметричными составляющими токов статора изменяется. В случае, когда $\Delta\psi = \Delta\psi_Z - 180^\circ$ сдвиг по фазе между составляющими токов прямой и обратной последовательности равен $\Delta\psi_I = 180^\circ$. Векторная диаграмма (ВД) при $\Delta\psi_I = 180^\circ$ для фазы А представлена на рис. 1.

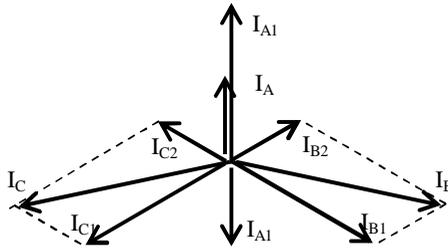


Рис. 1 Векторная диаграмма токов в обмотках статора при $\Delta\psi = \Delta\psi_{min}$

Результирующие значения токов, полученные из ВД (рис. 1):

$$I_{1A} = I_{1np} - I_{1обр}, \quad (7)$$

$$I_{1B} = I_{1C} = \sqrt{(I_{1np} + I_{1обр})^2 - I_{1np} I_{1обр}} \quad (8)$$

При $\Delta\psi = \Delta\psi_Z$ – сдвиг по фазе между симметричными составляющими токов в соответствии с уравнением (5) равен $\Delta\psi_I = 0^\circ$. В этом векторная диаграмма имеет вид (рис. 2).

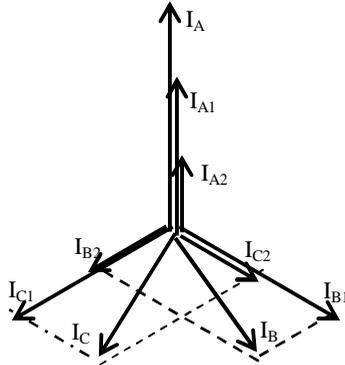


Рис. 2 Векторная диаграмма токов в обмотках статора при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$

Полученные из ВД (рис. 2) значения токов в фазах статора равны:

$$I_{1A} = I_{1np} + I_{1обр} \quad (9)$$

$$I_{1B} = I_{1C} = \sqrt{(I_{1np} + I_{1обр})^2 - 3I_{1np}I_{1обр}} \quad (10)$$

Из выше изложенного следует, что при $K_{2U} = \text{const}$ и изменении $\Delta\psi$ действующее значение тока наиболее нагруженной фазы статора может принимать значения от $I_{1\phi} = I_{1np} + I_{1обр}$ до $I_{1\phi} = \sqrt{(I_{1np} + I_{1обр})^2 - I_{1np}I_{1обр}}$. При заданном уровне асимметрии напряжения сети наибольшие токовые перегрузки в обмотках статора имеют место при совпадении направлений симметричных составляющих токов одной из фаз, что достигается при значениях $\Delta\psi = \Delta\psi_z$, которые для удобства обозначим $\Delta\psi_{max}$. Наименьшие токовые перегрузки в обмотках статора при заданном K_{2U} наблюдаются при противоположных направлениях I_{np} и $I_{обр}$, что достигается при значении $\Delta\psi = \Delta\psi_z - 180^\circ$, которые для удобства обозначим $\Delta\psi_{min}$. Дальнейшее исследование влияния асимметрии напряжения сети на эксплуатационные характеристики АД выполним для наиболее неблагоприятного случая, который имеет место при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$ [4].

Необходимо отметить, что количественные значения I_{np} и $I_{обр}$ существенно зависят как от характеристик асимметрии источника питания (K_{2U} , U_{np} , $\Delta\psi$), так и от параметров схемы замещения рассматриваемого АД. Так, определяющим фактором, влияющим на токи прямой последовательности, является параметр Т-образной схемы замещения – X_o^* [6], а на токи обратной последовательности – индуктивное сопротивление короткого замыкания X_k^* [6]. Среди асинхронных двигателей различают: общепромышленные АД (двигатели серии 4А) [1, 8]; крановые двигатели [9]; взрывозащищенные АД

[10] и др.

Общепромышленные АД серии 4А, рассчитанные на напряжение до 1000В, выпускаются в следующих модификациях [1, 8]:

– АД основного исполнения, в этих двигателях относительная величина параметров схемы замещения колеблется в пределах $X_K^* = 0.15 \div 0.3$, $X_O^* = 1.5 \div 6$. Например, в АД 4А355М4У3 мощностью 315кВт $X_K^* = 0.24$, $X_O^* = 5.7$, в двигателе 4А180М2У3 мощностью 30 кВт $X_K^* = 0.18$, $X_O^* = 4$, в двигателе 4А80А2У3 мощностью 1.5 кВт данные величины составляют $X_K^* = 0.11$, $X_O^* = 2.5$;

– АД с повышенным пусковым моментом, у этих двигателей параметры схемы замещения принимают значения в диапазоне $X_K^* = 0.2 \div 0.3$, $X_O^* = 2 \div 3.6$. Например, в АД 4АР200Л4У3 мощностью 45кВт $X_K^* = 0.22$, $X_O^* = 3.4$.

– АД с повышенным скольжением, у которых величины параметров схемы замещения находятся в пределах $X_K^* = 0.14 \div 0.22$, $X_O^* = 1.6 \div 5$ (например, в АД 4АС200М4У3 мощностью 31.5 кВт – $X_K^* = 0.22$, $X_O^* = 4.5$, в АД 4АС250М4У3 мощностью 63 кВт – $X_K^* = 0.13$, $X_O^* = 3.9$);

– АД с фазным ротором, у которых величина X_K^* изменяется от 0.13 до 0.4, а величина X_O^* изменяется от 2 до 4. Например, в АД 4АНК355М4У3 мощностью 400 кВт $X_K^* = 0.26$, $X_O^* = 4.8$, в АД 4АК180М6У3 мощностью 18.5 кВт – $X_K^* = 0.15$, $X_O^* = 3.1$.

Крановые двигатели предназначены для обеспечения тяговых характеристик и характеризуются насыщенной магнитной системой [9]. Величина X_O^* у этих двигателей относительно небольшая и изменяется от 1 ÷ 1.5 (АД МТКН411-6, МТКН511-8, МТН711-10) до 2 ÷ 2.5 (АД МТН 111-6, МТН 211-6), а величина X_K^* от 0.1 ÷ 0.15 (АД МТКН411-6, МТКН511-8, МТН711-10) до 0.2 ÷ 0.25 (АД МТН111-6, МТН211-6).

Во взрывозащищенных АД [10] относительная величина параметров схемы замещения колеблется в пределах $X_K^* = 0.05 \div 0.25$, $X_O^* = 1.0 \div 3.5$ (например, у АД электропривода очистных комбайнов типа ЭДКО4-4МУ5 мощностью 80 кВт данные величины составляют $X_K^* = 0.07$, $X_O^* = 1.56$, у АД ЭКВ3,5-125У5 мощностью 125 кВт – $X_K^* = 0.16$, $X_O^* = 3.0$).

В качестве примера в табл. 1 представлены результаты расчетов токов

обратной последовательности статора ($I_{1обр}$) и ротора ($I_{2обр}$) с применением Г-образной схемы замещения при различных значениях X_K^* и $U_{обр}$.

Таблица 1 – Токи обратной последовательности статора ($I_{1обр}$) и ротора ($I_{2обр}$) при различных значениях X_K^* и $U_{обр}$

$\frac{U_{обр}}{U_n}$	$X_K^* = 0.15$		$X_K^* = 0.20$		$X_K^* = 0.25$		$X_K^* = 0.3$	
	$I_{1обр}^*$	$I_{2обр}^*$	$I_{1обр}^*$	$I_{2обр}^*$	$I_{1обр}^*$	$I_{2обр}^*$	$I_{1обр}^*$	$I_{2обр}^*$
0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.02	0.12	0.36	0.10	0.32	0.08	0.28	0.02	0.14
0.04	0.24	0.52	0.19	0.45	0.15	0.40	0.04	0.20
0.1	0.60	0.82	0.48	0.70	0.37	0.52	0.10	0.33

Из анализа результатов, представленных в табл. 1 следует, что при одинаковом уровне $U_{обр}$ относительные значения токов ($I_{1обр}$, $I_{2обр}$) в зависимости от X_K^* могут различаться в 3-6 раз. Например, при $U_{обр} = 0.04U_n$ ток обратной последовательности статора при $X_K^* = 0.3$ равен $I_{1обр}^* = 0.04$, а при $X_K^* = 0.15$ – составляет $I_{1обр}^* = 0.24$ и т.д.

Результаты расчета токов прямой последовательности для статора ($I_{1пр}$) и ротора ($I_{2пр}$) при различных относительных значениях X_o^* и различных значениях $U_{пр}$ представлены в табл. 2.

Таблица 2 – Токи прямой последовательности статора ($I_{1пр}$) и ротора ($I_{2пр}$) при различных значениях X_o^* и $U_{пр}$

$\frac{U_{пр}}{U_n}$	$X_o^* = 2$		$X_o^* = 3$		$X_o^* = 4$		$X_o^* = 5$	
	$I_{1пр}^*$	$I_{2пр}^*$	$I_{1пр}^*$	$I_{2пр}^*$	$I_{1пр}^*$	$I_{2пр}^*$	$I_{1пр}^*$	$I_{2пр}^*$
1.0	1	1	1	1	1	1	1	1
0.95	1.05	1.12	1.07	1.12	1.10	1.12	1.12	1.13
0.9	1.15	1.27	1.18	1.265	1.25	1.26	1.26	1.27

По данным табл. 1-2 были определены токи в обмотках статора при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$ из выражений (9)-(10), а токи в обмотках ротора – из (3). Далее рассчитывались потери при различных характеристиках асимметрии напряжения сети, которые являются исходными данными для теплового расчета.

Расчёт теплового состояния АД осуществлялся с помощью системы дифференциальных уравнений, полученных на основании эквивалентной тепловой схемы (ЭТС) [11]. Для этого использовалась ЭТС, разработанная

проф. Федоровым М.М., которая позволяет учесть неравномерный нагрев электродвигателя при различных характеристиках асимметрии источника питания [11]. Ее особенностью является тот факт, что в виде отдельных узлов выделены элементы конструкции каждой фазы статора. Это связано с тем, что мощность источников тепла в обмотках статора при асимметрии может иметь существенные отличия. Система алгебраических уравнений в матричной форме, полученная с помощью ЭТС, для расчета температур в установившемся состоянии, имеет вид: $\Lambda\theta = P$. Здесь $\theta = (\theta_1, \dots, \theta_8)^T$ – вектор-столбец превышения температур соответствующих узлов над температурой окружающей среды θ_0 ; $\Lambda = (\lambda_{ij})$ – матрица теплопроводностей ЭТС АД; $P = (P_1, \dots, P_8)^T$ – вектор потерь мощности в узлах АД.

В режиме S1 асимметрия питающего напряжения сопровождается ростом температур всех узлов, однако, наибольшие тепловые нагрузки испытывает лобовая часть наиболее нагруженной фазы статора и лобовые части обмотки ротора [5]. Значения температур лобовой части наиболее нагретого узла АД при различных характеристиках напряжения (U_{np} , K_{2U} , $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$) и различных параметрах схемы замещения АД (X_K^* и X_O^*) в продолжительном режиме S1 представлены в табл. 3. В качестве базовой была принята температура лобовой части обмотки статора при симметричном напряжении сети ($\theta_B = 114$ °C).

Сравнение полученных результатов с экспериментальными значениями температур АД МТН111-6 ($X_K^* = 0.2$, $X_O^* = 3.55$) и АИУМ225М4 ($X_K^* = 0.22$, $X_O^* = 4.03$) показало, что расхождение между приведенными в табл. 3 и экспериментальными значениями не превышает 5-7 %.

Таблица 3 – Температура наиболее нагретого узла АД при различных характери-

ках напряжения (U_{np} , K_{2U} , $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$) и различных параметрах схемы замещения (X_K^* и X_O^*) в продолжительном режиме S1

U_{np}	X_O^*	$K_{2U}=0\%$	$K_{2U}=2\%$			$K_{2U}=4\%$		
		$X_K^* = 0.1 \div 0.3$	$X_K^* = 0.1$	$X_K^* = 0.2$	$X_K^* = 0.3$	$X_K^* = 0.1$	$X_K^* = 0.2$	$X_K^* = 0.3$
$1.0U_n$	$X_O^* = 2 \div 4$	1.00	1.06	1.03	1.02	1.14	1.08	1.07
$0.95U_n$	$X_O^* = 2$	1.03	1.09	1.05	1.04	1.17	1.11	1.10
	$X_O^* = 3$	1.07	1.13	1.09	1.08	1.21	1.15	1.14
	$X_O^* = 4$	1.12	1.18	1.14	1.13	1.26	1.20	1.19
$0.9U_n$	$X_O^* = 2$	1.07	1.14	1.09	1.08	1.21	1.15	1.14
	$X_O^* = 3$	1.18	1.37	1.20	1.19	1.32	1.26	1.25
	$X_O^* = 4$	1.28	1.57	1.30	1.29	1.42	1.36	1.35

Полученные температуры наиболее нагруженного узла АД позволяют определить ресурс изоляционного материала. При температуре θ и известных сроке службы D_n и допустимой номинальной температуре θ_n срок службы изоляции D равен [11]: $D = D_n \cdot \exp\left(-\frac{\theta - \theta_n}{\Delta\theta}\right)$, где величина $\Delta\theta$ принимается постоянной для данного класса изоляции [11]. В табл. 4 представлен относительный срок службы изоляционных материалов обмоток статора (D_1^*) и ротора (D_2^*) при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$, $K_{2U} = 2\%$ и $U_{np} = 0.95U_n$ и различных значениях X_K^* и X_O^* .

Из данных, представленных в табл. 3 следует, что при допустимых ГОСТ 13109-97 значениях показателей качества электрической энергии ($K_{2U} \leq 2\% \mid \psi \leq 5\%$) температурные перегрузки в следствие изменения $\Delta\psi$ могут достигать 5-18 %. В результате срок безаварийной эксплуатации АД (см. табл. 4) может сократиться до 40-60 % первоначального.

Таблица 4 – Относительный срок службы изоляционных материалов при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$, $K_{2U} = 2\%$ и $U_{np} = 0.95U_n$ и различных значениях X_K^* и X_O^* .

X_O^*	$X_K^* = 0.15$		$X_K^* = 0.20$		$X_K^* = 0.25$		$X_K^* = 0.3$	
	D_1^*	D_2^*	D_1^*	D_2^*	D_1^*	D_2^*	D_1^*	D_2^*
4	0.40	0.42	0.47	0.45	0.5	0.45	0.53	0.47
3	0.47	0.47	0.53	0.5	0.56	0.5	0.59	0.53
2	0.56	0.53	0.63	0.59	0.67	0.59	0.71	0.63

По результатам исследований выявлено (табл. 5), как должна изменяться нагрузка в режиме S1 при асимметрии напряжения, чтобы температура наиболее нагруженного узла АД не превышала допустимое значение.

Таблица 5 – Нагрузка на валу АД в режиме S1 при различных характеристиках асимметрии напряжения (U_{np} , K_{2U} , $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$) при $\theta = \theta_{доп}$

U_{np}	X_o^*	$K_{2U} = 0\%$		$K_{2U} = 2\%$		$K_{2U} = 4\%$		$K_{2U} = 10\%$	
		$X_K^* = 0.1 \div 0.3$	$X_K^* = 0.1$	$X_K^* = 0.3$	$X_K^* = 0.1$	$X_K^* = 0.3$	$X_K^* = 0.1$	$X_K^* = 0.3$	
1.0	2÷4	1.00	0.95	0.98	0.93	0.96	0.75	0.79	
0.95	2	1.00	0.95	0.98	0.93	0.96	0.75	0.79	
	4	0.98	0.94	0.96	0.92	0.95	0.74	0.78	
0.9	2	1.00	0.95	0.98	0.93	0.96	0.75	0.79	
	4	0.87	0.85	0.87	0.82	0.86	0.70	0.76	

Результаты оценки влияния параметров схемы замещения X_o^* и X_K^* на температурное поле АД при асимметрии напряжения сети позволяют обобщить полученные в статье выводы о тепловом состоянии АД в повторно-кратковременном режиме на достаточно широкий класс двигателей, у которых $X_o^* = 2 \div 4$ и $X_K^* = 0.15 \div 0.3$.

Выводы. В статье установлено, что при $K_{2U} = \text{const}$ наибольшие тепловые перегрузки обмоток статора имеют место при совпадении по направлению симметричных составляющих токов одной из фаз, что достигается при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$. Наименьшие токовые перегрузки в обмотках статора при заданном значении K_{2U} наблюдаются при противоположных направлениях I_{np} и $I_{обр}$, что достигается при $\Delta\psi = \Delta\psi_{min}$. Установлены соотношения для расчета величин $\Delta\psi_{max}$, $\Delta\psi_{min}$ по известным параметрам схемы замещения АД.

Предложена методика расчета токов и температур элементов конструкции обмоток АД при $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$. Применение данной методики на этапе проектирования АД позволит исключить тепловые перегрузки, связанные с изменением $\Delta\psi$ при эксплуатации. С помощью предложенной методики была выполнена оценка теплового состояния АД различного типоразмера (мощностью 1÷400 кВт) в продолжительном режиме при различных характеристиках асимметрии питающего напряжения (U_{np} , K_{2U} , $\Delta\psi = \Delta\psi_{max}$), в результате чего установлено:

- при допустимых ГОСТ 13109-97 значениях показателей качества электрической энергии δU и K_{2U} ($K_{2U} \leq 2\%$, $|\delta U| \leq 5\%$) тепловые перегрузки, связанные с изменением $\Delta\psi$ могут достигать 5-18 %, в результате сокращение срока безаварийной эксплуатации может снизиться до 40-60 %;
- определены необходимые величины снижения нагрузок, позволяющие сохранить ресурс изоляционных материалов.

Список литературы: **1.** Проектирование электрических машин. – 3-е изд. испр. и доп. / Копылов И.П., Клоков Б.К., Морозкин В.П., Токарев Б.Ф. – М.: Высшая школа, 2002. – 757 с. **2.** Жежеленко И.В. Показатели качества электроэнергии и их контроль на промышленных предприятиях. – М: Энергоатомиздат. – 1986. – 174 с. **3.** ГОСТ 13109-97. Межгосударственный стандарт. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Введен в Украине с 01.01.2000. **4.** Федоров М.М., Пинчук О.Г. Особенности теплового состояния асинхронных двигателей при несимметричном питающем напряжении. Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: – Кременчуг. – 2004. – Вип. 2(25). – С. 122-125. **5.** Федоров М.М., Пинчук О.Г. Тепловое состояние асинхронных двигателей в повторно-кратковременном режиме при несимметрии источника питания / Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: «Електротехніка і енергетика». – Донецьк – 2004. – Вип. 98. – С.31-34. **6.** Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. – М: Энергия. – 1980. – 928с. **7.** Зевеке Г.В., Ионкин П.А., Нетушил А.В., Страхов С.В. Основы теории цепей: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат. – 1989. – 528с. **8.** Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник / Кравчик А. Э., Шлаф М. М., Афонин В. И., Соболенская Е. А. – М.: Энергоиздат, 1982. – 504с. **9.** Крановое электрооборудование. Справочник / Под ред. А.А. Рабиновича. – М.: Энергия, 1979. – 240с. **10.** Стариков Б.Я., Азарх В.Л., Рабинович З.М. Асинхронный электропривод очитных комбайнов. – М.: Недра, 1981. – 288с. **11.** Федоров М.М., Денник В.Ф., Корощенко А.В. Исследование распределения температур узлов асинхронного двигателя при несимметрии питающих напряжений // Сб. тр. ДонГТУ. Сер. электротехника и энергетика – Донецк – 1999. – Вып. 4. – С. 138-141.

Поступила в редколлегию 12.10.07

*В.А. СЕВОСТЬЯНОВ,
В.И. МИТЬКО*

О РАЗВИТИИ ОХЛАЖДЕНИЯ РОТОРОВ (ЯКОРЕЙ) ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ЦЕНТРОБЕЖНЫМИ ТЕПЛОВЫМИ ТРУБАМИ

Розглянуто питання удосконалення охолодження електричних двигунів постійного і змінного струму, захищеного і закритого виконання потужністю 3000 кВт і більше.

Рассмотрены вопросы совершенствования охлаждения электрических машин постоянного и переменного тока, защищенного и закрытого исполнения, мощностью 3000 кВт и выше

Електрические машины потребляют 60-70 % электроэнергии; Украина закупает за рубежом 100 % меди, электротехнической стали и электроизоляции.

Развивающийся необратимый кризис истощения невозобновляемых энергетических и сырьевых минеральных ресурсов выдвигает перед электромашиностроителями две главные физически взаимосвязанные и взаимоисключающие задачи: повышение энергетических показателей и снижение материалоемкости электрических машин.

Проблемой создания энергоэкономичных электрических машин ведущие мировые электромашиностроительные фирмы стали заниматься после мирового энергетического кризиса 1973 г. В результате этого они изменили концепцию проектирования электрических машин. В основу проектирования было положено значительное увеличение энергетических показателей машин. В общепромышленных асинхронных двигателях было достигнуто увеличение к.п.д. на 3-7 %, $\cos \varphi$ на 10-15 %. Это было достигнуто в основном за счет увеличения расхода материалов на 20-30 % [1].

В 1970-1977 гг. ряд зарубежных фирм Японии (Фудзицу Фанук), ФРГ («Сименс»), Великобритании («Хьюг Скотт»), а в 1977-1980 гг. в СССР (НИИ завода «Электромашина», г. Прокопьевск, совместно с ВНИПТИЭМ, г. Владимир) освоили промышленное производство специальных высокомоментных электродвигателей постоянного и переменного тока с центробежной тепловой трубой (ЦТТ) в валу и независимой вентиляции. Применение ЦТТ в валу якоря (ротора) позволило в 1,7-2,0 раза повысить длительный момент и на 25-50 % уменьшить их массу. В дальнейшем японская фирма «Хитачи» освоила асинхронные двигатели с ЦТТ в валу для привода насосов и вентиляторов [3].

В дальнейшем парк электрических машин будет непрерывно возрастать, особенно машин с регулируемой частотой вращения, что приведет к дальнейшему увеличению потребления электроэнергии и расхода материалов.

Цель статьи: изложить результаты обобщения работ [2, 3, 4, 5, 6 и др.], выполненных за рубежом и в СССР за период 1970-1995 гг., в том числе в УкрНИИВЭ (г. Донецк), и представить разработанный на этой основе общий подход – концепцию по конструированию систем охлаждения роторов (якорей) ЦТТ электрических машин постоянного и переменного тока специальной и общепромышленного исполнения мощностью до 3000 кВт и выше.

Для охлаждения роторов разработаны две основные конструкции ЦТТ: вал-ЦТТ с двумя модификациями: с внутренней цилиндрической или конической зоной конденсации (рис. 1) [3] и с трубчатой зоной конденсации (рис. 2) [5] и эксцентриковые ЦТТ, располагаемые в пазах или аксиальных каналах ротора [4] и охлаждаемые наружным воздухом.

Для увеличения теплопередачи от ЦТТ к наружному воздуху на поверхности их зоны конденсации размещают кольцевые или продольные ребра. Для двигателей с постоянной частотой вращения устанавливается на валу вентилятор (осевой или центробежный), который одновременно является радиатором и предусматривает последовательный обдув ребер ЦТТ и корпуса двигателя. В двигателях с глубоким регулированием частоты вращения ребра зоны конденсации охлаждаются вентилятором с независимым приводом.

В малых и средних машинах (до 90-110 кВт) тепло ротора отводится через вал, выполненный в виде ЦТТ, рис. 1, 2 в средних и крупных машинах (110-3000 кВт) тепло ротора отводится через эксцентриковые ЦТТ, установленные в аксиальных каналах (пазах) ротора, рис. 3. В машинах с переменной и регулируемой частотой вращения охлаждение ЦТТ осуществляется принудительной вентиляцией, рис. 4.

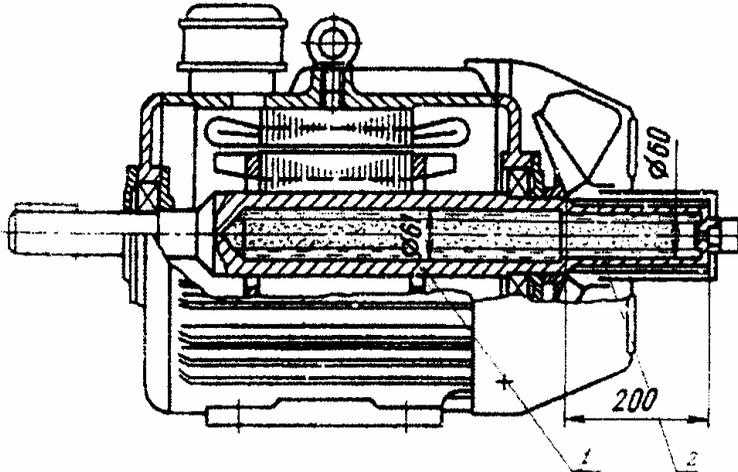


Рис. 1. Двигатель 4АС160М4 с ЦТТ 1 и радиатором 2 в виде продольных ребер (мощность 7-75 кВт)

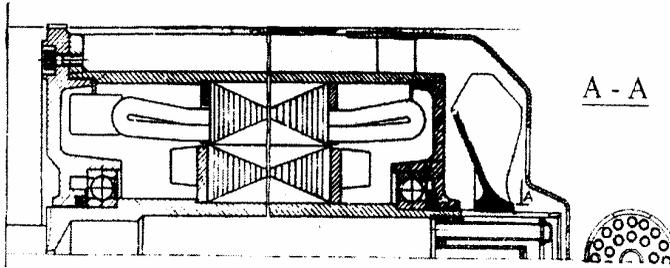


Рис. 2. Взрывозащищенный двигатель 2ЭДКОФ250 с ЦТТ в валу с трубчатой зоной конденсации (мощность 45-90 кВт).

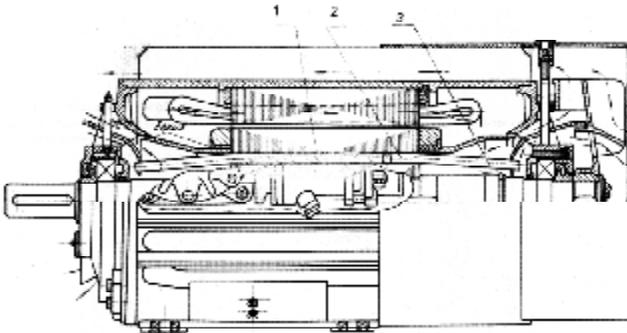


Рис. 3. Взрывозащищенный асинхронный двигатель с эксцентриковыми ЦТТ. 1 – ротор; 2 – зона нагрева ЦТТ; 3 – зона конденсации ЦТТ (мощность 132-3000 кВт)

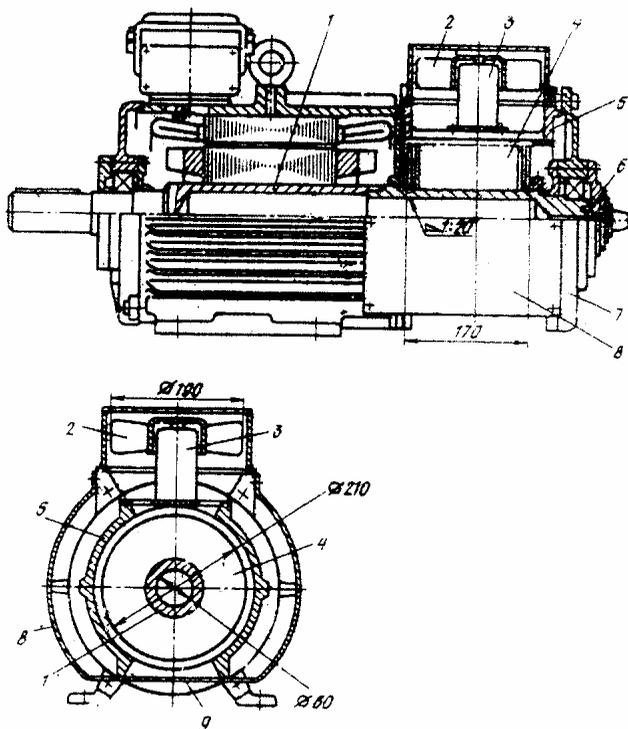


Рис. 4. Регулируемый асинхронный электродвигатель с высотой оси вращения 160 мм (мощность 1,1-22 кВт): 1 – вал-тепловая труба; 2 – вентилятор-наездник; 3 – привод вентилятора; 4 – радиатор; 5 – вставка; 6 – штенгель; 7 – подшипниковый щит; 8 – кожух; 9 – окно для выхода воздуха.

При применении ЦТТ в аксиальных каналах ротора крупных машин (до 3000 кВт) отпадает необходимость в энергозатратной аксиальной вентиляции со всеми ее атрибутами.

Способ охлаждения обладает двумя новыми качествами охлаждения ротора:

- предельной энергоэкономичностью;
- изотермичностью охлаждаемых поверхностей.

Энергоэкономичность заключается в том, что, независимо от габаритов и мощности машины, на охлаждение ротора не затрачивается внешняя энергия.

Изотермичность выражается предельно низким градиентом температур по длине охлаждаемых поверхностей ($T_{\max}/T_{\text{ср}} = 1,01-1,02$), рис. 5.

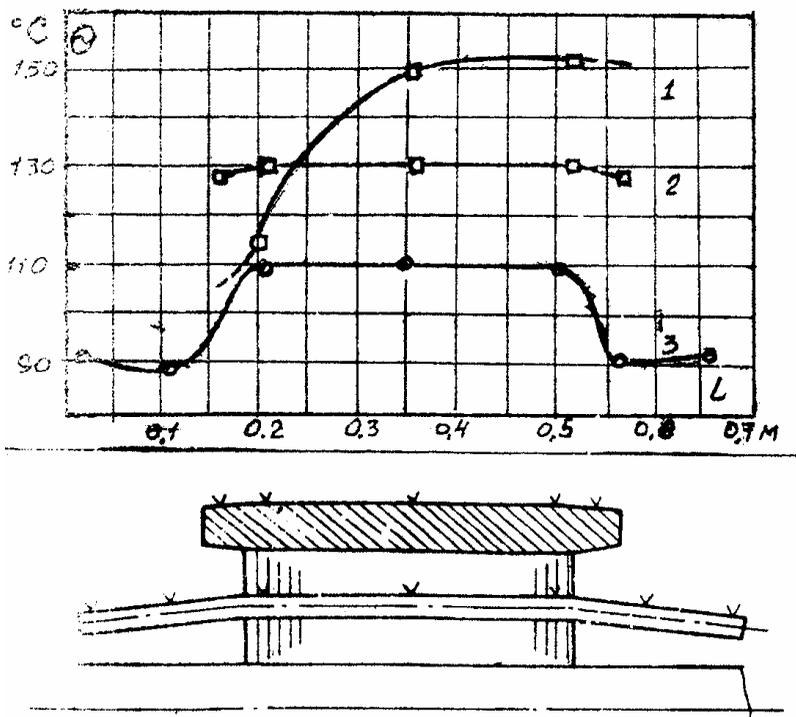


Рис. 5. Распределение превышения температуры двигателя по длине ротора двигателя при $H = 250$ мм.

1 – по длине к.з. обмотки ротора при вентиляции аксиальных каналов наружным воздухом; 2 – по длине к.з. обмотки ротора с установленными эксцентриковыми ЦТТ в аксиальных каналах; 3 – по длине ЦТТ, установленных в аксиальные каналы.

Величина эффективности ЦТТ зависит от исходных параметров типа и назначения машины, режима работы, частоты вращения, от соотношения длины к диаметру магнитопровода и других факторов.

Ниже приведены результаты исследований машин постоянного и переменного тока закрытого и взрывозащищенного исполнений с применением ЦТТ в роторе, выполненные рядом зарубежных фирм, в том числе в УкрНИИВЭ, (г. Донецк) в период 1970-1995 гг.; показаны их преимущества по сравнению с серийными двигателями.

1. Электрические машины постоянного и переменного тока с глубоким регулированием частоты вращения мощностью от 1,1 кВт до 22 кВт с ЦТТ в валу и независимой вентиляцией, рис. 1. Достигнуто увеличение длительного вращающегося момента (мощности) в 1,5-2,0 раза, увеличение к.п.д. на

7-10 %, и снижение массогабаритных показателей на 20-50 %.

2. Асинхронные двигатели с фазным ротором, типа МТГ (МТН), мощностью 7-11 кВт с ЦТГ в валу, рис. 1. Достигнуто снижение перегрева обмотки ротора на 42-48 °С (36-41 %), обмотки статора на 14-20 °С (14-15 %). Увеличение к.п.д. на 3-4 %. Это позволяет увеличить мощность двигателя на 27,0 или при сохранении мощности уменьшить расход активных материалов до 30 %.

3. Асинхронные двигатели с к.з. ротором общего исполнения с ЦТГ в валу, мощность 15-30 кВт, 2 P = 2, 4, 6, 8), рис. 1. Достигнуто снижение превышения температуры обмотки статора на 19-13 °С (19-16 %), обмотки ротора – на 31-58 °С (31-40 %), увеличение к.п.д. на 0,8...1,3 %. Получено во ВНИТИЭМ (г.Владимир).

4. Во взрывозащищенных двигателях серии 2ВР с эксцентриковыми ЦТГ в аксиальных каналах ротора, рис. 3, достигнуто при номинальной мощности $P_2 = 110$ кВт снижение превышения температуры обмотки статора на 44 °С, обмотки ротора, на 137 °С, увеличение к.п.д. на 0,9 %, что позволяет увеличить мощность двигателя в том же габарите на 38 %.

5. Во взрывозащищенных двигателях серии ВАО2 (мощность 132-200 кВт) с эксцентриковыми ЦТГ в аксиальных каналах ротора, рис. 3, достигнуто, по сравнению с внутренней аксиальной вентиляцией, снижение превышения температуры обмотки статора на 50-55 °С, обмотки ротора на 100-110 °С, увеличение к.п.д. на 1,1-1,5 %, что позволяет увеличить мощность двигателя в тех же габаритах на 19-21 %.

При сохранении полученного соотношения «греющих» потерь к поверхности охлаждения, полученный результат распространяется, в первом приближении, на весь геометрически подобный ряд асинхронных двигателей с эксцентриковыми ЦТГ мощностью до 3000 кВт.

6. Асинхронные к.з. двигатели с повышенными потерями в роторе с ЦТГ в валу, рис. 1. Исследовано во ВНИТИЭМ (г.Владимир).

6.1. Двигатели с повышенным скольжением ($S = 4-7$ %) (мощность до 55 кВт) – достигнуто снижение превышения температуры обмотки статора на 12-27 °С, увеличение к.п.д. на 1,7-2,5 %.

6.2. Двигатели с массивным ротором (мощность до 30-45 кВт, скольжение до 17,5 %) – увеличение мощности (момента) в 1,7-2 раза, увеличение к.п.д. на 5-10 %.

7. Взрывозащищенные двигатели с к.з. ротором типа 2ЭДКОФ225 для привода шахтных конвейеров мощностью 55-110 кВт с ТГ в валу, рис. 2. Достигнуто снижение превышения температуры обмотки статора на 24-28 °С, обмотки ротора на 88-98 °С, увеличение к.п.д. на 0,4-0,6 % (выполнено в УкрНИИВЭ).

8. Тяговые двигатели постоянного тока типа ДРТ-13 (мощность 6,7 кВт в режиме S1) для шахтных аккумуляторных электровозов типа АМ-8Д.

Применение ЦТГ в валу, рис. 2, позволило в продолжительном режиме S1 снизить превышение температуры обмотки якоря на 25-30 °С, коллектора

на 10-15 °С, главных полюсов на 7-12 °С, добавочных полюсов на 12-15 °С, увеличение к.п.д. составило 1,6-1,9 %. В часовом режиме S2 эффект оказался меньшим. Работа выполнена УкрНИИВЭ совместно с СКБ завода «Электромашина», г. Харьков.

Для дальнейшего повышения эффективности охлаждения необходимо проектировать электрические машины с перераспределением и увеличением электромагнитных потерь в сторону ротора.

Ресурс безотказной работы ЦТТ составляет 30000-50000 ч. [3].

Промышленная технология изготовления валов с ЦТТ (вакуумирование, заправка теплоносителем, герметизация) может быть использована из опыта изготовления холодильных агрегатов бытовых холодильников.

В результате геополитической катастрофы – распада СССР в 1991г. – работы по исследованию и созданию украинских электрических машин прекратились.

Последовательная интеграция Украины с Европейским Союзом открывает широкие возможности для продвижения украинских товаров на рынки Европы. При этом создание конкурентоспособных товаров является одним из основных условий, которым определяется порядок их поставок. В этой связи разработка и промышленное производство конкурентоспособных по европейским показателям украинских электрических машин, в том числе с ЦТТ в роторе, являются чрезвычайно важной и актуальной задачей для крупнейших в Украине и Европе электромашиностроительных заводов.

Выводы.

1. Теоретически обоснована и экспериментально подтверждена целесообразность охлаждения роторов (якорей) электрических машин постоянного и переменного тока мощностью до 3000 кВт путем применения ЦТТ.

2. Применение ЦТТ позволяет создать по экстенсивности нагружения две модификации серий двигателей:

- энергоэкономичные двигатели с высокой надежностью и увеличенным к.п.д. на 4-6 % и $\cos \varphi$ на 7-10%;

- двигатели для режимов работы S2 со сниженной на 10-15 % материалоемкостью.

3. В асинхронных двигателях с к.з. и фазным ротором мощностью от 132 кВт до 3000 кВт применение эксцентриковых ЦТТ в аксиальных каналах (пазах) ротора позволит отказаться от энергозатратной и металлоемкой внутренней аксиальной вентиляции и одновременно снизить длину двигателей до 10-15%.

4. Возобновить на Украине проведение НИОКР и освоить промышленное производство экономичных украинских электродвигателей постоянного и переменного тока мощностью до 3000 кВт и выше с ЦТТ в роторе (якоре), серий, конкурентоспособных по европейским стандартам.

Список литературы: 1. Us manufacture puts more metal in motors for higher efficiency.

Eles. Rev (Gr. Britt). 1976.199, № 19. **2.** Охлаждение промышленных электрических машин / А. И. Борисенко, О. Н. Костиков, А. И. Яковлев. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 296 с. **3.** Тепловые трубы в электрических машинах / В. М. Петров, А. Н. Бурковский, Е. Б. Ковалев и др.; Под редакцией В. М. Петрова. М.: Энергоатомиздат, 1987. – 152 с. **4.** *Севостьянов В.А.* Интенсификация охлаждения взрывозащищенных электродвигателей средней мощности: Автореф. дисс. канд. техн. наук. / Харьков, изд-во ХПИ, 1984. – 16 с. **5.** *Бойко И.Г.* Интенсификация охлаждения взрывозащищенных электродвигателей малой и средней мощности. Автореф. дис. канд. техн. / ХПИ. – Харьков, 1992. – 24 с. **6.** *Севостьянов В.А.* Целесообразность замены аксиальной вентиляции электрических машин новым способом охлаждения // Взрывозащищенное электрооборудование: Сб. науч. тр. УкрНИИВЭ. – Донецк: УкрНИИВЭ, 2007. – С. 200-213.

Поступила в редколлегию 20.11.07

Н.Н. ЧЕРНЫШОВ, канд. техн. наук

ИССЛЕДОВАНИЕ ФЛУКТУАЦИЙ В КИНЕТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПЛАЗМЫ

Досліджені флукутаційні поля в плазмі, збуджені випадковими електричними токами. Розроблена кінетична модель квазінейтральної плазми, яка дозволяє зробити статистичний розрахунок розподілу електромагнітного поля. Для розрахунку кореляційних функцій електромагнітного поля були використані флукутаційно-дисипативна теорема та ланжевенівський підхід.

Исследованы флуктуационные поля в плазме, возбуждаемые случайными электрическими токами. Разработана кинетическая модель квазинейтральной плазмы, которая позволяет сделать статистический расчет распределения электромагнитных полей. Для расчета корреляционных функций электромагнитного поля были использованы флуктуационно-дисипативная теорема и ланжевеневский подход.

При изучении плазменных систем важное место имеет исследование электромагнитных и термодинамических свойств. Статистическая теория (СТ) термодинамического равновесия базируется на использовании флуктуационно-дисипативной теоремы. Таким образом, задача о нахождении корреляционных функций электромагнитного поля сводится к определению функции отклика системы на внешнее возмущение. Одним из подходов СТ является метод ланжевеневских источников. При этом, необходимо получить корреляционные функции и уравнения распределения флуктуационного электромагнитного поля, создаваемого ланжевеневскими источниками.

Работа посвящена разработке статистической модели полубесконечной плазмы, граничащей с диэлектриком. Заряженные частицы зеркально отражаются от границы диэлектрика. Такая модель используется в астрофизике, при термоядерном синтезе, твердотельной плазме полупроводников и плазме газового разряда, граничащей с диэлектриком. В первом разделе рассмотрена задача о возбуждении электромагнитных волн в диэлектрике на основании уравнений Максвелла и линеаризованного кинетического уравнения с интегралом столкновений в $\frac{1}{r}$ -приближении. Решение этих уравнений представлено в виде разложения Фурье. Во втором разделе использована флуктуационно-дисипативная теорема для нахождения корреляционных функций электромагнитного поля, которые выражаются через функции линейного отклика и среднюю энергию гармонического осциллятора. Найдено распределение функций Грина по z -координате. Этот подход использован для случая термодинамического равновесия. В третьем разделе использован ланжеве-

новский подход для нахождения корреляционных функций распределения электромагнитного поля. Для этого случая получены корреляционные функции электромагнитного поля с использованием корреляционных функций распределения плотности тока ланжевеновских источников с учетом локального равновесия в плазменном и диэлектрическом пространстве. Таким образом, на основании флуктуационно-диссипативной теоремы и метода ланжевеновских источников получены уравнения для корреляционных функций распределения электромагнитного поля и показана эквивалентность этих результатов. В четвертом разделе приведены уравнения для расчета теплового излучения с единицы поверхности плазмы во внешнее пространство, даны указания по решению уравнения баланса тепла от которого зависит распределение электромагнитного поля. Рассмотрена задача о нахождении энергии теплового излучения с единицы поверхности плазмы.

1. Расчет электромагнитного поля в плазме при заданных источниках.

Рассмотрим однородную квазиэйтральную плазменную систему, занимающую полубесконечное пространство $(-\infty < x, y < \infty, z > 0)$. Внешняя область $(z < 0)$ заполнена диэлектриком с проницаемостью $\tilde{\epsilon}(\omega) \equiv \tilde{\epsilon}$. Получим уравнения для расчета распределения флуктуационного электромагнитного поля, создаваемого произвольно распределенными индуцированными источниками $\overset{\mathbf{r}}{J}(\mathbf{r}; t)$ и $\overset{\mathbf{r}}{J}^e(\mathbf{r}, t)$. Искомые распределения электромагнитного поля могут быть найдены в результате совместного решения системы уравнений Максвелла для внешней области и линеаризованной системы уравнений Максвелла-Больцмана для области занятой плазмой $(z > 0)$

$$\left\{ \begin{array}{l} \overset{\mathbf{r}}{rot} E(\mathbf{r}, \omega) = i \frac{\omega}{c} \overset{\mathbf{r}}{B}(\mathbf{r}, \omega); \\ \overset{\mathbf{r}}{rot} B(\mathbf{r}, \omega) = -i \frac{\omega \epsilon}{c} \overset{\mathbf{r}}{E}(\mathbf{r}, \omega) + \frac{4\pi}{c} \left(\sum \overset{\mathbf{r}}{J}(\mathbf{r}, \omega) + \overset{\mathbf{r}}{J}^e(\mathbf{r}, \omega) \right) \times \\ \times \left\{ -i\omega + v \frac{\partial}{\partial r} + \frac{e\sigma}{m\sigma} \left(\overset{\mathbf{r}}{E} + \frac{v\overset{\mathbf{r}}{B}}{c} \right) \frac{\partial}{\partial v} \right\} \delta f_{\sigma}(\mathbf{r}, v, \omega) + \\ + \frac{e\sigma}{m\sigma} \left\{ \overset{\mathbf{r}}{E}(\mathbf{r}, \omega) + \frac{v\overset{\mathbf{r}}{B}(\mathbf{r}, \omega)}{c} \right\} \frac{\partial f(v)}{\partial v} = L \delta f_{\sigma}(\mathbf{r}, v, \omega). \end{array} \right. \quad (1)$$

Здесь $\overset{\mathbf{r}}{J}(\mathbf{r}, \omega)$ – индуцированный ток частиц σ , имеющих заряд e , массу m и среднюю плотность n_{σ} ; $\epsilon \equiv \epsilon(\omega)$ – диэлектрическая проницаемость плазмы; $\delta f(\mathbf{r}, v, \omega)$ – отклонение функции распределения частиц σ от невозмущенного распределения $f(v)$; L – линеаризованный оператор столкновений. Величины внешней области “~”.

Рассмотрим модель зеркального отражения заряженных частиц. Для гармонического анализа источников $J(\mathbf{r}, \omega), \tilde{J}^e(\mathbf{r}, \omega)$ сделаем преобразование Фурье. После перехода от переменных \mathbf{r} к переменным \mathbf{k} с помощью преобразования Фурье получим [1]

$$A(\mathbf{r}, \omega) = \frac{1}{(2\pi)^3} \int_{-\infty}^{\infty} dk \exp(ik\mathbf{r}) A(\mathbf{k}, \omega), \quad (2)$$

Фурье-компоненты электрического поля можно представить в виде

$$\begin{cases} E(\mathbf{k}, \omega) = -i \frac{4\pi}{\omega} \Lambda^{-1}(\mathbf{k}, \omega) \left\{ J(\mathbf{k}, \omega) + \frac{c}{2\pi} S^{-1}(\mathbf{k}, \omega) E^e(\mathbf{k}, \omega) \right\}; \\ \tilde{E}(\mathbf{k}, \omega) = -i \frac{4\pi}{\omega} \tilde{\Lambda}^{-1}(\mathbf{k}, \omega) \left\{ \tilde{J}^e(\mathbf{k}, \omega) - \frac{c}{2\pi} S^{-1}(\mathbf{k}, \omega) E^e(\mathbf{k}, \omega) \right\}. \end{cases} \quad (3)$$

$$\text{где } \begin{cases} \Lambda(\mathbf{k}, \omega) = \varepsilon(\mathbf{k}, \omega) - \left(\delta - \frac{\mathbf{r}}{k} \right) \frac{c^2 k^2}{\omega^2}; \tilde{\Lambda}(\mathbf{k}, \omega) = \left(\delta - \frac{\mathbf{r}}{k} \right) \tilde{\Lambda}_T(\mathbf{k}, \omega); \\ S(\mathbf{k}, \omega) = \frac{i c}{\pi \omega} \int_{-\infty}^{\infty} dk \tilde{\Lambda}^{-1}(\mathbf{k}, \omega). \end{cases} \quad (4)$$

Здесь $\varepsilon(\mathbf{k}, \omega)$ – тензор диэлектрической проницаемости.

2. Термодинамически равновесная система.

Если плазменная система находится в состоянии термодинамического равновесия, то в соответствии с флуктуационно-диссипативной теоремой корреляционная функция СТ может быть представлена в виде [2]

$$\left(E(\mathbf{r}) \mathcal{E}(\mathbf{r}, \mathbf{z}) \right) = -\theta(\omega, T) \times \left(G(\mathbf{r}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}) + \mathcal{G}(\mathbf{r}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}) \right), \quad (5)$$

где средняя энергия квантового гармонического осциллятора

$$\theta(\omega, T) = \frac{\hbar\omega}{2} + \frac{\hbar\omega}{\exp\left(\frac{\hbar\omega}{T}\right) - 1},$$

$G(\mathbf{r}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z})$ – функция линейного отклика системы на внешнее возмущение,

$$E(\mathbf{r}) \mathcal{E}(\mathbf{r}, \mathbf{z}) = \int_{-\infty}^{\infty} d\mathbf{z} G(\mathbf{r}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}) J(\mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}). \quad (7)$$

Так как система однородна по координатам \mathbf{r} , то перейдем к переменным \mathbf{k}

$$\left(E(\mathbf{z}) \mathcal{E}(\mathbf{z}, \mathbf{z}) \right)_k = -\theta(\omega, T) \times \left(G(\mathbf{k}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}) + \mathcal{G}(\mathbf{k}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z}) \right), \quad (8)$$

где $G(\mathbf{k}, \mathbf{z}, \mathbf{z}, \mathbf{z})$ – функция Грина системы Максвелла-Больцмана.

$$\left\{ \begin{aligned} \vec{E}(k, \omega) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} dk \vec{G}(k, \kappa, \omega) J(\kappa); J(r, t) = \vec{J}^e(r, t); \\ \vec{\tilde{E}}(k, \omega) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} dk \vec{\tilde{G}}(k, \kappa, \omega) J(\kappa); \vec{J}^e(r, t) = 0. \end{aligned} \right. \quad (9)$$

$$\left\{ \begin{aligned} \vec{G}(k, \kappa, \omega) &= -\frac{16\pi c}{\omega^2} \Lambda^{-1}(k, \omega) S^{-1}(k, \omega) \left(\theta(\delta) \Lambda^{-1}(\kappa, \omega) - \theta(-\delta) \tilde{\Lambda}^{-1}(\kappa, \omega) \right) - \\ &\quad - \frac{\theta(\delta) i 8\pi}{\omega} \times \left(\delta(k - \kappa) + \delta(1 - 2\delta)(k + \kappa) \right) \Lambda^{-1}(k, \omega); \\ \vec{\tilde{G}}(k, \kappa, \omega) &= \frac{16\pi c}{\omega^2} \tilde{\Lambda}^{-1}(k, \omega) S^{-1}(k, \omega) \left(\theta(\delta) \Lambda^{-1}(\kappa, \omega) - \theta(-\delta) \tilde{\Lambda}^{-1}(\kappa, \omega) \right) - \\ &\quad - \frac{\theta(\delta) i 8\pi}{\omega} \times \left(\delta(k - \kappa) + \delta(1 - 2\delta)(k + \kappa) \right) \tilde{\Lambda}^{-1}(k, \omega). \end{aligned} \right. \quad (10)$$

Распределение функций Грина получаем подстановкой (10) в (11)

$$\left\{ \begin{aligned} G(k, z, \omega) &= \frac{1}{(2\pi)^2} \int_{-\infty}^{\infty} dk \int_{-\infty}^{\infty} d\kappa \exp(i(kz - \kappa z)) G(k, \kappa, \omega); \\ \tilde{G}(k, z, \omega) &= \frac{1}{(2\pi)^2} \int_{-\infty}^{\infty} dk \int_{-\infty}^{\infty} d\kappa \exp(i(kz - \kappa z)) \tilde{G}(k, \kappa, \omega). \end{aligned} \right. \quad (11)$$

Получаем уравнения для Фурье-компонент электромагнитного поля

$$\left\{ \begin{aligned} \vec{E}(k, \omega) &= -\theta(\omega, T) \times \left(G(k, \kappa, \omega) + \tilde{G}(k, \kappa, \omega) \right); \\ \vec{\tilde{E}}(k, \omega) &= -\theta(\omega, T) \times \left(\tilde{G}(k, \kappa, \omega) + G(k, \kappa, \omega) \right). \end{aligned} \right. \quad (12)$$

3. Ланжевеновский подход для расчета электромагнитного поля

Используя систему уравнений (3) получаем следующие уравнения для корреляционных функций распределения электромагнитного поля [4, 6]

$$\begin{aligned} \vec{E}(k) \vec{E}(\kappa) &= \left(\frac{4\pi}{\omega} \right)^2 \Lambda^{-1}(k, \omega) \tilde{\Lambda}^{-1}(\kappa, \omega) \times \\ &\times \left\{ J^e(k) \tilde{J}^e(\kappa) + \left(\frac{c}{2\pi} \right)^2 S^{-1}(k, \omega) \tilde{S}^{-1}(\kappa, \omega) \times \left(\vec{E}^e \vec{E}^e + \vec{\tilde{E}}^e \vec{\tilde{E}}^e \right) + \right. \\ &\left. + \frac{c}{2\pi} \left(\tilde{S}^{-1}(k, \omega) J^e(k) \vec{E}^e(k, \omega) \right) + S^{-1}(k, \omega) \vec{E}^e(k, \omega) \tilde{S}^{-1}(\kappa, \omega) \right\}, \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \tilde{E}^{\mathbf{r}}(k) \tilde{E}^{\mathbf{r}}(k) = & \left(\frac{4\pi}{\omega} \right)^2 \tilde{\Lambda}^{-1}(k, \omega) \tilde{\mathcal{K}}^{-1}(k, \omega) \times \\ & \left\{ \left(\tilde{J}^{\mathbf{r}}(k) \tilde{\mathcal{K}}^{\mathbf{r}}(k) \right) + \left(\frac{c}{2\pi} \right)^2 S^{-1}(k, \omega) \mathcal{S}^{\mathbf{r}}(k, \omega) \times \left(E^{\mathbf{e}} \tilde{E}^{\mathbf{e}} + \tilde{E}^{\mathbf{e}} E^{\mathbf{e}} \right) \right\} \\ & \times \left\{ -\frac{c}{2\pi} \left(\mathcal{S}^{-1}(k, \omega) \tilde{J}^{\mathbf{e}}(k) \tilde{E}^{\mathbf{e}}(k, \omega) \right) + S^{-1}(k, \omega) \tilde{E}^{\mathbf{e}}(k, \omega) \mathcal{S}^{\mathbf{e}}(k) \right\} \end{aligned} \quad (14)$$

Зануление корреляционной функции ланжевеновских источников во внешней области может привести к ошибочным результатам. Подставляя функции (12) в уравнения (13), (14) можно заметить, что электромагнитные поля определяются температурами обеих сред. При $T = \tilde{T}$ уравнения (13) и (14) сводятся к уравнениям для корреляционной функции Фурье-компонент электромагнитного поля. Введение дополнительных источников позволяет рассчитать распределение электромагнитного поля в плазме.

4. Тепловое излучение плазменного пространства

Рассмотрим задачу о нахождении энергии теплового излучения с единицы поверхности плазмы во внешнюю область. Ее выражение является нормальной компонентой вектора Умова-Пойнтинга [7]

$$P(\omega) d\omega = \int_{\theta \leq \pi/2} d\Omega \cos \theta I(\omega, \theta, T, \tilde{T}) d\omega, \quad (15)$$

$I(\omega, \theta, T, \tilde{T}) = I(\omega, \theta, T) - I(\omega, \theta, \tilde{T})$ – интенсивность теплового излучения от ω до $\omega + d\omega$ в единицу телесного угла $d\Omega = \sin \theta d\theta d\varphi$; θ – полярный угол от внешней нормали к границе плазмы; φ – азимутальный угол.

Выражение (15) отвечает суммарному потоку теплового излучения. Спектральную плотность энергии теплового излучения представим в виде суперпозиции двух направленных навстречу потоков [9]

$$P(\omega, T, \tilde{T}) = P(\omega, T, \tilde{T}) - P(\omega, \tilde{T}). \quad (16)$$

Выражения для них могут быть получены, учитывая поток теплового излучения во внешней области

$$\begin{cases} P(\omega, T, \tilde{T}) d\omega = \int_{0 \leq \pi/2} d\Omega \cos \theta I(\omega, \theta, T, \tilde{T}) d\omega; \\ P(\omega, \tilde{T}) d\omega = \int_{0 \leq \pi/2} d\lambda \cos \theta I(\omega, \theta, \tilde{T}) d\omega. \end{cases} \quad (17)$$

Для расчета температуры используется метод конечных разностей и выбирается параболическое распределение. Полученное распределение является основанием для каждого последующего приближения. Решение сходится после нескольких приближений. Работа выполнялась при финансовой поддержке МОН Украины, тема №0107U002295 МОН Украины.

Заключение. В работе рассмотрена задача возбуждения термодинамиче-

ски равновесной плазмы на основании модели зеркального отражения заряженных частиц. Предложен метод построения СТ плазмы, учитывающей излучение внешней среды. Этот метод основан на использовании ланжевеновского подхода, когда случайные источники флуктуаций вводятся в плазменной и внешней областях. Для расчета распределения компонент электромагнитного поля найдены функции Грина системы уравнений Максвелла-Больцмана и сделан их гармонический анализ. Установлено, что флуктуационно-диссипативная теорема и ланжевеновский подход эквивалентны. При $T = \tilde{T}$ уравнения (13) и (14) сводятся к уравнениям для корреляционной функции Фурье-компонент электромагнитного поля. Рассмотрена задача о нахождении энергии теплового излучения с единицы поверхности плазмы и предложен метод конечных разностей для расчета распределения температуры.

Список литературы: 1. *Виноградов Н.Н.* Физика плазмы, № 1; М.: Наука, 1984. – С. 1064. 2. *Климонтович Ю.Л., Якименко И.П.* Статистическая теория молекулярных систем. М.: МГУ, 1980. – 224 с. 3. *Ишимару С.* Основные принципы физики плазмы. М.: Атомиздат, 1975. – 288с. 4. *Чернишов М.М., Грицай С.В.* Поширення електромагнітних хвиль, № 1; ХНУРЕ, 2004. – 299 с. 5. *Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М.* Статистическая физика, № 1; М.: Наука, 1976. – 584 с. 6. *Ситенко А.Г.* Электромагнитные флуктуации в плазме. ХГУ, 1965. – 184 с. 7. *Полевой В.Г.* Теплообмен электромагнитным полем. М.: Наука, 1990. – 192 с. 8. *Scott B.* Plasma Phys. Contr. Fusion, v. 34; 1992. – P. 1977. 9. *Nedospasov A.V.* Plasma Phys., v. 15; 1989. – P. 659. 10. *Tomson W.B., Hubbard J.* Rev. Mod. Phys., v.5; 1960. – P. 714.

Поступила в редколлегию 10.09.07

В.Б. ЮФЕРОВ, д-р.техн.наук,
В.О. ИЛЬЧЕВА,
В.А. СЕРОШТАНОВ,
С.В. ШАРЫЙ

О ВЫБОРЕ ОПТИМАЛЬНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ ТОКОВОДОВ И СВЕРХПРОВОДЯЩИХ КЛЮЧЕЙ В СВЕРХПРОВОДЯЩИХ МАГНИТНЫХ СИСТЕМАХ

Розглядаються можливості оптимального розміщення надпровідних (НП) ключів та тоководів для коротких ($L < R$) та довгих ($L > R$) НП соленоїдів, що необхідно для зменшення значень пондеромоторних сил та теплопідводів. Розраховано розподіл магнітного поля впродовж образуючої розрізу обмотки соленоїду з внутрішньою, боковою та зовнішньою поверхнями

Рассматриваются возможности оптимального размещения сверхпроводящих (СП) ключей и тоководов для коротких ($L < R$) и длинных ($L > R$) СП соленоидов, что необходимо для уменьшения величин пондеромоторных сил и теплоподводов. Расчитаны распределения магнитного поля вдоль образующей сечения обмотки соленоида с внутренней, боковой и внешней поверхностями.

Кроме своего прямого назначения в магнитной системе конкретной установки, СП-соленоиды являются реальным энергосберегающим средством, имеющим большую эффективность при их использовании в крупных магнитных системах, таких, в частности, как электромагнитные сепараторы элементов и изотопов [1-4], где энергия, идущая на создание магнитного поля, определяет стоимость выпускаемой продукции. Кроме собственно СП-магнита, в систему с длительным режимом эксплуатации входит ряд существенных по значению вспомогательных узлов, которыми в СП-системах являются тоководы и СП-ключи, позволяющие перевести их в короткозамкнутый режим или режим замороженного потока (что снижает теплоподводы по тоководам, и делает практически равными пульсации магнитного поля, что чрезвычайно важно в ряде применений, в частности в электромагнитных сепараторах изотопов). Снижение величин теплоподводов уменьшает соответственно и стоимость системы криообеспечения. Однако, это является только частью проблемы. Вторым существенным моментом являются величины пондеромоторных сил, действующих в областях, где размещаются эти "вспомогательные" элементы. Дело в том, что при использовании "сухих", замонтированных СП-обмоток (охлаждаемых "контактной теплопроводностью", а не помещенных в ванну с жидким гелием) с величинами плотности транспортного тока, превышающими $1 \cdot 10^4$ А/см², возникают проблемы прочности про-

водников, идущих по телу замоточной обмотки от внутренней и внешней ее частей к токовводам или распределительным устройствам, включающим контакты СП-ключей и токовводов. Эти вопросы приобретают большую значимость в многосекционных магнитных системах с индивидуальными токовводами [3]. Дополнительные вопросы появляются при включении в токоввод высокотемпературных (ВТСП) частей. Особое место в этих вопросах имеют вопросы электроизоляции, которые возникают при аварийном выводе энергии из соленоидов с большой запасенной энергией и высокой плотностью транспортного тока. Естественно, все перечисленное выше факторы можно существенно упростить при уменьшении величины магнитного поля. Поскольку эти устройства располагаются, как правило, с наружной части соленоида, представляет интерес оценить величины магнитных полей и топографию поля в области расположения этих узлов.

Расчеты магнитного поля соленоидов велись на основе закона Био-Саварра для витка с током (рис. 1) и сводились к вычислению интегралов:

$$H_x = IR^2 \int_0^{2\pi} \frac{d\alpha}{r^3} - IyR \int_0^{2\pi} \frac{\cos \alpha d\alpha}{r^3} \quad (1)$$

$$H_y = IxR \int_0^{2\pi} \frac{\cos \alpha d\alpha}{r^3} \quad (2)$$

$$r = \sqrt{x^2 + y^2 + R^2 - 2yr \cos \alpha} \quad (3)$$

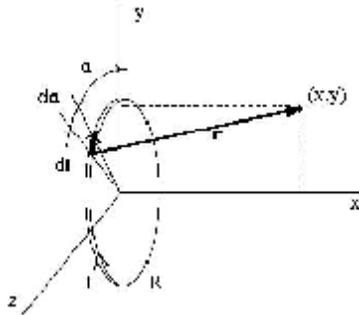


Рис. 1. Виток с током

Для рассмотрения были взяты наиболее распространенные геометрии соленоидов (короткий, $L < R$ и длинный, $L > R$) с размерами (рис. 2): $\alpha = a_2/a_1 = 1.8$ и $\beta = 2b/2a_1 = 0.5$ и 5.0 , где $2a_1 = 100$ мм, $2a_2 = 180$ мм, $2b = 50$ мм и 500 мм, соответственно.

Результаты расчетов продольной и радиальной компонент магнитного поля для короткого и длинного соленоидов представлены на рис. 3-8. На рис.

6-8 представлены компоненты магнитного поля длинного соленоида в зонах 1-3, соответственно.

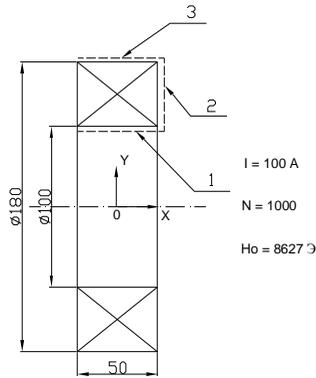


Рис. 2. Соленоид и области измерения магнитного поля

На рис. 2 области 1, 2, 3 выбраны вдоль линии обмотки на расстоянии (удалениях) Δx и $\Delta y = 1 \text{ мм}$ от обмотки, т.е. на расстоянии, примерно равном диаметру СП-кабеля и, соответственно, толщине каркаса и изоляции.

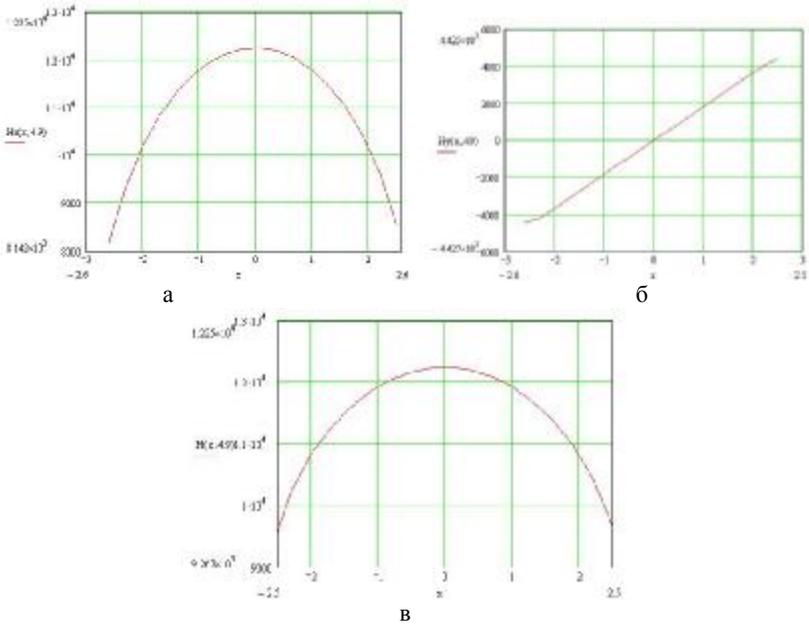


Рис. 3. Компоненты магнитного поля короткого соленоида в области 1: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

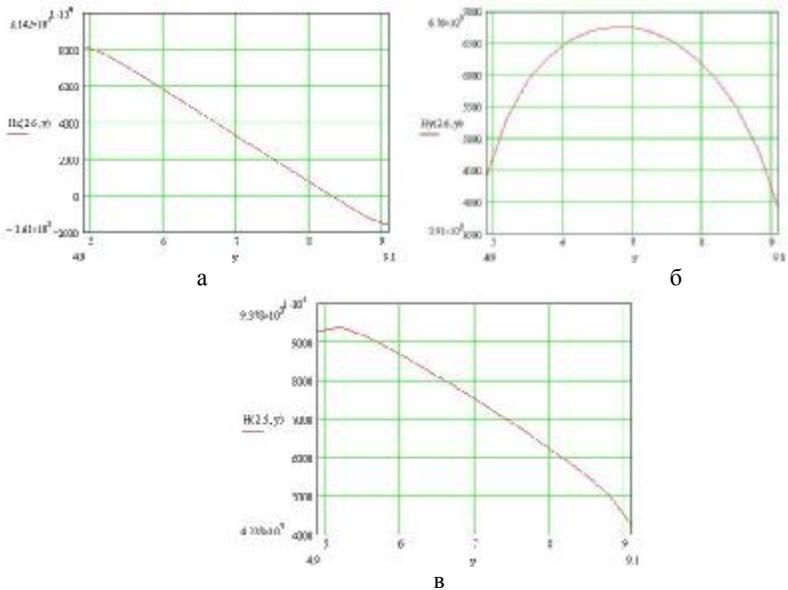


Рис. 4. Компоненты магнитного поля короткого соленоида в области 2: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

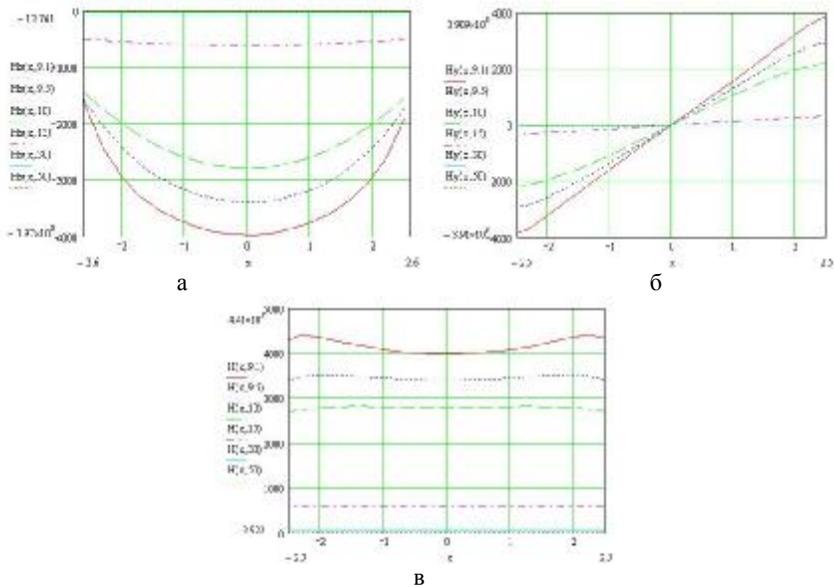


Рис. 5. Компоненты магнитного поля короткого соленоида в области 3: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

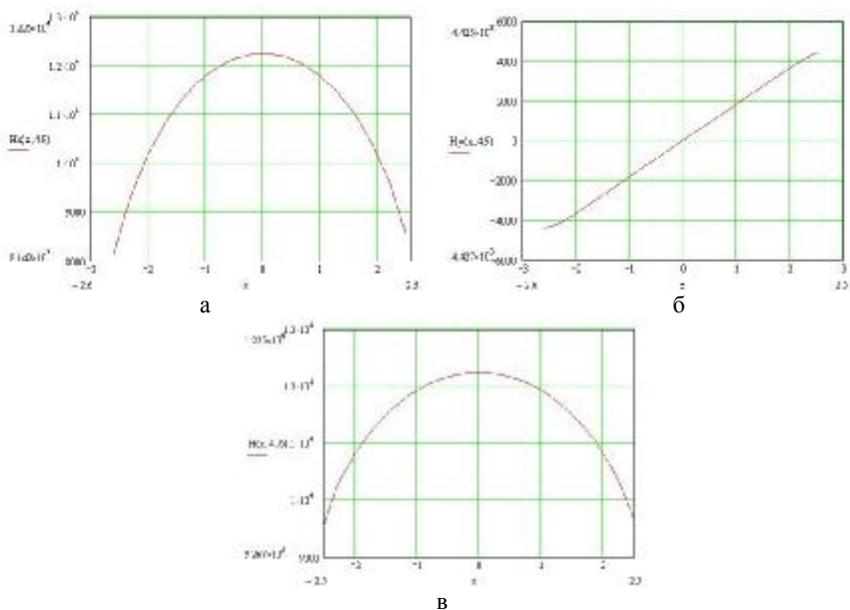


Рис. 6. Компоненты магнитного поля длинного соленоида в области 1: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

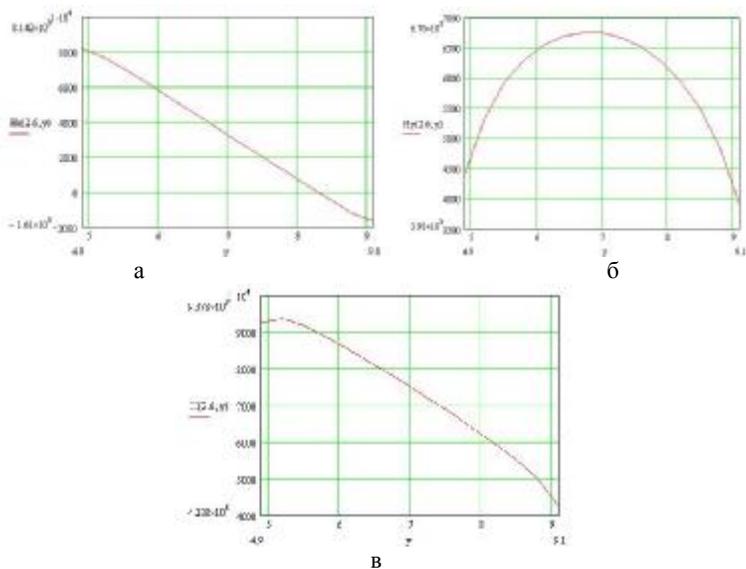


Рис. 7. Компоненты магнитного поля длинного соленоида в области 2: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

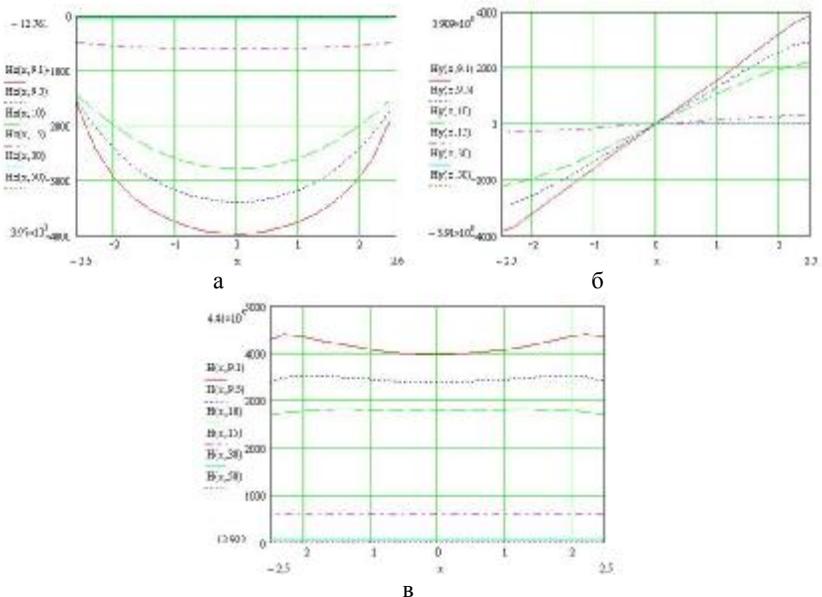


Рис. 8. Компоненты магнитного поля длинного соленоида в области 3: а – продольная компонента; б – поперечная компонента; в – общее поле

Как видно из рисунков, на которых представлены величины магнитного поля, связанные с геометрией соленоидов, целесообразно размещать указанных выше узлы (СП-ключи и СП-токовводы) в области 3 внешнего поля соленоидов, и расстояние от внешних частей обмотки лежит на уровне внутреннего радиуса обмотки соленоида. При этом величина рассеянного магнитного поля находится на уровне процента и менее величины максимального поля соленоида, т.е. вблизи 0 ± 0.01 .

Список литературы: 1. В.Б. Юферов, О.С. Друй, В.О Ильичева, и др. Резонансный плазменный сепаратор для разделения изотопов. Выбор параметров // Вестник НТУ «ХПИ». Серия: Электроэнергетика и преобразовательная техника. № 35. 2004. С. 169-179. 2. А.Н. Довбня, О.С. Друй и др. Сравнительный анализ проектов плазменных сепараторов изотопов, с колебаниями на циклотронных частотах ВАИТ, Сер.: Плазменная электроника и новые методы ускорения № 4. 2004 г. С. 51-57. 3. V.O. Ilichova, S. Druj, V.B. Yufarov, S.V. Sharyj. Development Of The Superconducting Magnetic System Of Plasma Mass-Separator. PAST (VAИT) Series: Nuclear Physics Investigation 2006, № 2 (46), p. 110-113. 4. В.Б. Юферов, О.С. Друй, Е.И. Скибенко, Ю.В. Холод, О.В. Черный, В.О. Ильичева, Е.В. Муфель, А.Н. Рибалко. Сверхпроводящие магнитные системы сложной формы и высокой плотностью транспортного тока. Электротехника і Електромеханіка, ISBN 966-593-254-3, № 2, 2003 р., С. 81-89

Поступила в редколлегию 09.11.2007

В.Б. ЮФЕРОВ, д-р. техн. наук,
А.Н. ПОНОМАРЕВ,
Е.В. МУФЕЛЬ,
А.Н. ОЗЕРОВ,
И.В. БУРАВИЛОВ,
В.Н. ИЩЕНКО

ИМПУЛЬСНЫЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ ИЗЛУЧАТЕЛЬ ДЛЯ ОЧИСТКИ И ДЕГАЗАЦИИ ЖИДКОСТЕЙ

Досліджено процеси знегажування води й видалення солей за допомогою потужних акустичних імпульсів. Запропоновано модель, що пояснює механізм цих процесів.

Исследованы процессы обезгаживания воды и удаления солей с помощью мощных акустических импульсов. Предложена модель, которая объясняет механизм этих процессов.

Очистка воды от примесей является актуальной задачей. Известен ряд способов выведения растворимых примесей из водных сред. Наибольшее применение находят методы с минимальными энергозатратами и простой аппаратной базой. Ультразвуковые технологии совместно с флотационными технологиями издавна используется в промышленности для очистки воды. Мы исследовали процессы удаления нерастворимых примесей с помощью мощных акустических импульсов [1, 2], однако не был выяснен механизм этих процессов.

Експерименти проводились на вакуумній моченій машині, см. рис. 1,а. і состоящей из вакуумной камеры, объемом ≈ 60 л, заполненной 20 л воды, импульсного газодинамического излучателя представленного на рис 1, пьезоакустического датчика, контролирующего амплитуду и спектр звуковых колебаний, располагавшегося в жидкости и системы контроля прозрачности жидкости. В процессе исследований был применен пневмоизлучатель, схематический вид которого приведен на рис. 1,б.

Ета система состояла из 200 Ваттної освітлювальної лампи, мліватного лазера, с длиной волны 602 нм, фотодиода с системой регистрации величины светового сигнала. Система регистрации и излучатели находилась вне вакуумной камеры, за оргстеклянными фланцами диаметром 200 мм, по диаметру камеры, напротив друг – друга, что позволяло контролировать прозрачность жидкости по всему объему. Камера вакуумировалась.

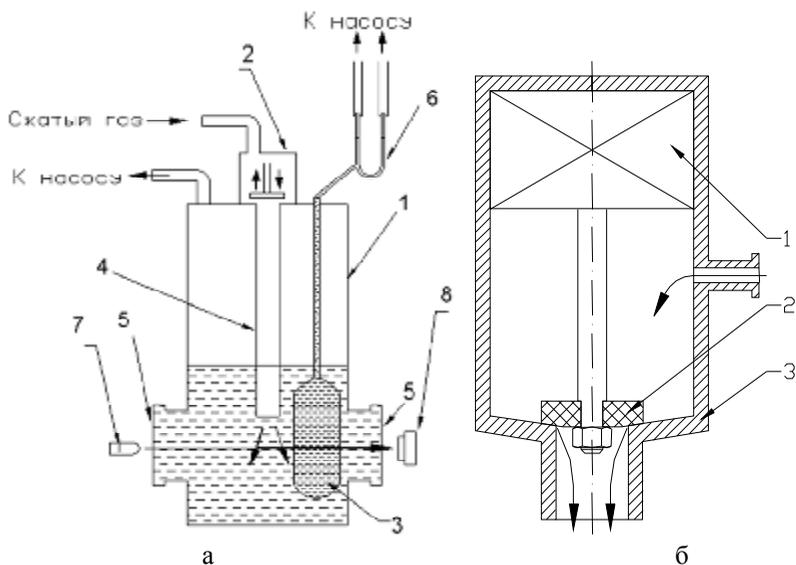


Рис. 1. а – Схема установки дегазации и выведения солей из жидкости и схематический вид излучателя. 1 – вакуумная камера, 2 – импульсный акустический пневмоизлучатель, 3 – герметичный относительно вакуумной камеры объем, не насыщенная солевая ванна, откачиваемый одновременно с объемом – 1, 4 – ствол, 5 – смотровые окна, 6 – U-образный жидкостной манометр и система накопления находятся при том же давлении, что и основной объем – 1, 7 – милливаттный лазер, с длиной волны – 602 нм, 8 – фотодиод; б – Схематический вид излучателя с электросхемой питания 1 – электромагнит, 2 – запорный элемент излучателя, 3 – герметичный корпус

Вид и длительность акустического сигнала, генерируемого газодинамическим излучателем представлен на рис. 2. Как видно, длительность сигнала составляет около 30 мс, максимальная мощность около 10 кВт. Результаты контроля уровня прозрачности жидкости представлены на рис. 3 (для импульсов от 1 до 12).

Видно, что после прохождения токового импульса, необходимого для открытия газодинамического клапана и связанного с ним акустического сигнала – около 30 мс, газ далее, в течение 1 с, проходит через водную среду (всплытие газового пузыря – первый максимум на осциллограмме). В это время прозрачность воды стала нулевой, и частично восстанавливается по прошествии приблизительно около 1 с, то есть после всплытия и рассасывания газового пузыря.

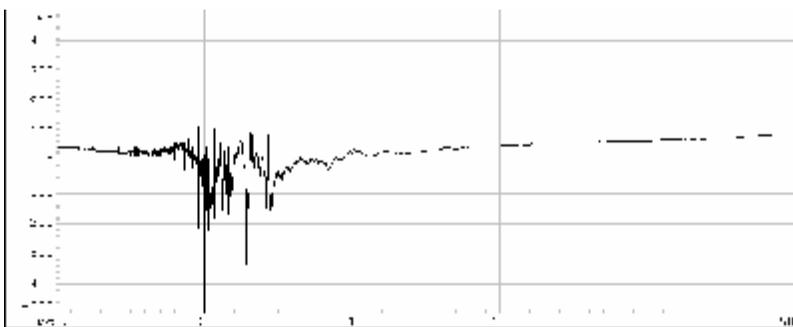


Рис. 2. Вид акустического сигнала пневмоизлучателя

Однако, вскоре жидкость снова теряет прозрачность и далее во всем объеме жидкости появляются мелкие пузырьки газа, которые постепенно растут – второй максимум на осциллограмме. По мере роста пузырьки начинают всплывать, к поверхности раздела жидкость-вакуум (газ) и среда постепенно просветляется.

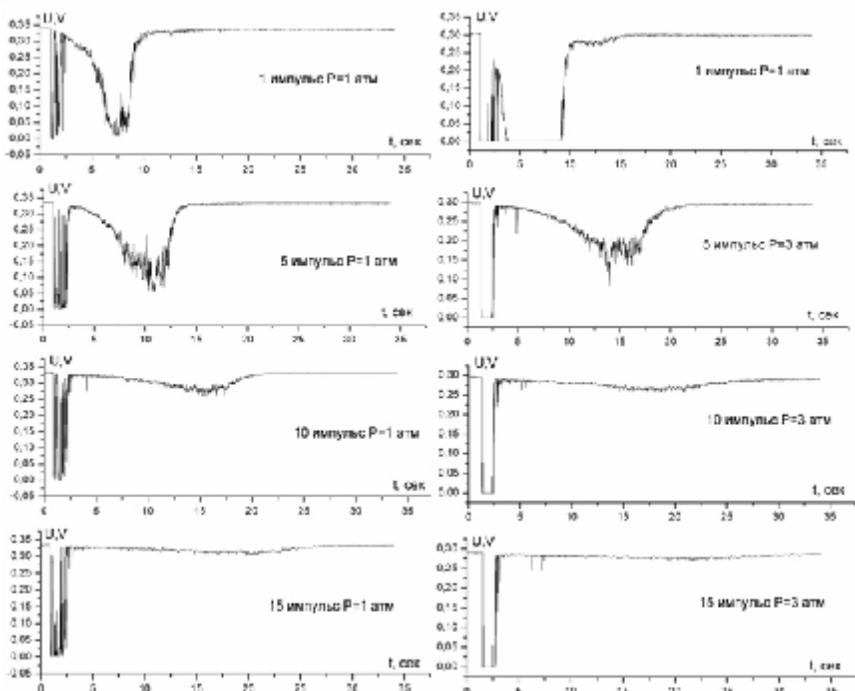


Рис. 3. Зависимость прозрачности воды от номера импульса (слева для водопроводной воды, справа для дистиллированной воды), видно, что дистиллированная вода обезгаживается быстрее

Как видно, из кривых рис. 3 жидкость полностью непрозрачна при дан-

ном уровне мощности импульсов, вплоть до седьмого. Для 15-го импульса прозрачность среды уже меняется мало, однако, на кривых наблюдаются некие флуктуационные колебания прозрачности, $\pm 10\%$. Газообразование в объеме жидкости и газовыделение с поверхности от импульса к импульсу уменьшается (рис. 4).

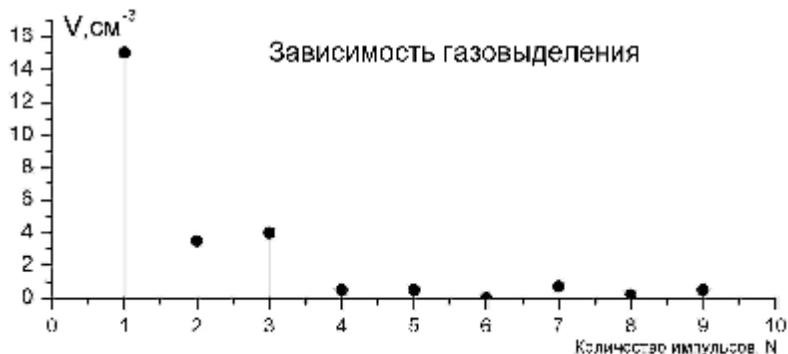


Рис. 4. Зависимость газовыделения от количества импульсов

К сожалению, эти измерения были в другой серии и не сопровождалась измерениями прозрачности, однако имели большую мощность импульса, чем в случае рис. 3. Обращает внимание также определенная цикличность в величинах газовыделения.

При сохранении озвученной жидкости под вакуумом, при дальнейших импульсах, прозрачность среды, связанная с газообразованием почти не изменяется. Развакуумирование приводит к восстановлению газообразования в объеме жидкости, зависящему от длительности процесса взаимодействия газа с дегазированной жидкостью, то есть определяется скоростью процесса растворения газа. Следует заметить, что, как видно из кривых рис. 2, простая инъекция газа в объем жидкости к существенному растворению газа не приводит, очевидно, из-за малости поверхности массообмена, малой величины растворимости воздуха и краткосрочностью процесса всплывания большого газового пузыря.

Как видно из кривых рис. 3 скорость роста пузырьков и скорость их всплывания (см. передний и задний фронты импульсов) уменьшается от импульса к импульсу, т.е. с уменьшением концентрации газа в жидкости. Передний фронт второго импульса становится все более пологим. Задний фронт импульса также затягивается, что может свидетельствовать об уменьшении скорости роста и всплывания пузырей. Картина наблюдаемого нами эксперимента, казалось бы, отличается от ожидаемой, на основании работы [4], где рост пузырьков прекращался с выключением ультразвукового излучателя и определялся действием силы Бьеркнеса. В нашем случае – первоначальный короткий импульс вызывал рост зародышей и пузырьков и через большое

время после прохождения импульса, что заставляло предположить либо наличие длительно затухающих акустических колебаний (эффект колокола – интенсивностью, не фиксируемой нашими датчиками), либо возможного действия светового излучения, исследованного в [6, 7], либо их совместного действия.

В процессе исследований дегазации жидкостей под действием импульсных акустических полей [3] возникло предположение о возможности использования этого процесса для выведения солей из растворов, подобно эффекту флотации, только на микро уровне. Действительно, в процессе образования из зародышевой фазы газовых пузырьков, т.е. образования поверхности раздела двух фаз с не компенсированной поверхностной энергией, при субатомных размерах последней, на эту поверхность могут диффундировать из объема жидкости атомы и ионы солей, т.е. на этой поверхности может происходить адсорбция примесей-ионов и субатомных агрегатов. При субатомных размерах пузырьков – поверхность раздела могла достигать сотен m^2/g , при таких величинах поверхностей исключить роль сорбционных процессов нельзя. В процессе дальнейшего роста газовых пузырьков они начинают всплывать, и если хватает Архимедовой подъемной силы, молекулы газа несут с собой молекулы солей, плотность которых выше плотности жидкости, примеси, таким образом, переносятся на макроскопическую поверхность раздела: жидкость – газ. На этой поверхности пузырьки распадаются и принесенные примеси в избыточной, по сравнению с раствором концентрации, находятся вблизи поверхности жидкости. В силу большого градиента концентрации и внутри жидкостных потоков эта область, с повышенной концентрацией, достаточно быстро рассасывается. Поэтому для выведения соли необходимо было создать собирающее соли устройство. На рис. 1. представлена конструкция такой системы. В вакуумный объем с пневмоизлучателем помещен дополнительный, герметичный, относительно водяной ванны, пластмассовый тонкостенный объем 3, в котором могли развиваться все процессы, не возмущенные газовыми и водяными потоками в момент инъекции. Происходящая в этом объеме дегазация формировала только направленные потоки всплывающих пузырьков, которые при всплытии удалялись из объема в систему накопления – разделения 6. В дополнительный объем был введен 3 % раствор поваренной соли. После нескольких импульсов пневмоизлучателя в нижней части системы разделения выпали кристаллы соли, окрашенные в бурый цвет. Следует заметить, что первичная, водопроводная вода содержит значительную долю солей железа, которые, выпадая в осадок после длительной выдержки всегда имеют бурую окраску. Таким образом, после звукового воздействия выпала смесь солей, находившихся в растворе. Следует заметить, что вначале раствор в системе разделения 6, был ненасыщенным, вернее просто состоял из обычной водопроводной воды, соли могли попасть туда в процессе переноса воздушными пузырьками. Через 30 импульсов, около 100 сек, концентрация соли достигла 4 %. Кроме того, в осадок, на дно

дополнительного объема 3, выпало 0.02 г солей. Помимо того солевые отложения наблюдались и на внутренней поверхности трубок системы разделения. Т.о. можно отметить наличие вполне регистрируемых величин потоков массопереноса.

В настоящее время, считаем возможным предложить модель процессов, которая, по-видимому, применима для слабосвязанных примесей. Как известно, в воде при 20 °С растворяется около 18 и 35 мл/л азота и кислорода, соответственно. Или 1 молекула азота или кислорода на 7.5 или 3.8×10^4 молекул воды, соответственно. При равновесных условиях они находятся друг от друга на расстояниях в 42 и 34 (диаметров молекулы воды) элементарных постоянных решетки воды. Т.е. при объединении 8-ми частиц в зародыши газовой фазы, расстояние между зародышами возрастет вдвое. Следует заметить, в обычной воде концентрация солей (1-3 г/л) почти на 2 порядка больше концентрации молекул растворенных газов. Отсюда, расстояние между ними составляет 8-9 диаметров молекул воды. Для морской воды это расстояние уменьшается еще в 2-2,5 раза. То есть, казалось бы, любое взаимодействие между атомами примесей экранируется силовым полем воды. В условиях УЗ – облучения силы Бьеркнеса приводят к росту газовых пузырьков-зародышей. Очевидно, что идет рост всех зародышей, не только газовой фазы. С другой стороны, наличие примесей-газов ослабляет связи вода = вода вблизи примесного зародыша, и его рост может определяться вытеснением примесей молекулами воды.

Кластерная гипотеза строения воды, не имеющая смысла для чистого – беспримесного случая, приобретает при наличии примесей совершенно новую основу. Действительно, при отсутствии примесей, малая величина сил водородных связей по сравнению с величиной кТ, делает неопределенными границы столь динамического образования. Пузырьки газа и примесные зародыши по своей энергетической сути могут задавать границу водяного кластера (легкая жидкость на границе с тяжелой). Или иными словами пузырьки скапливаются и таким образом задают границу (или создают). Элементарный плоский кластер воды из 5 атомов или объемный из 60-70 атомов является, возможно, чисто теоретическим образованием или возможен при большой концентрации примесей, см. рис. 5, а, б.

В то же время кластеры микронных размеров, с суммарной площадью поверхности 5-10 м²/г, с границами из воздушных или примесных пузырьков-зародышей толщиной в 3,5-10 А могут оказаться вполне реальными образованиями, см. рис. 6. Кстати, наличие примесных пленок на границах кластеров – увеличивает подвижность примесей, подобно зернограничной диффузии в твердых телах.

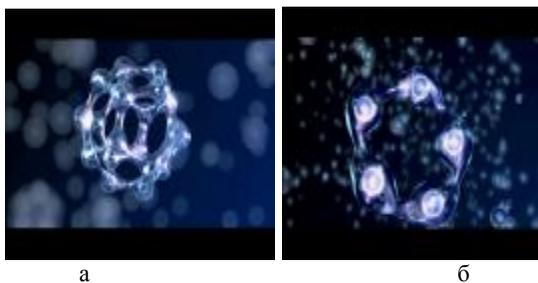


Рис. 5. Элементарные кластеры воды: а – объемный б – плоский



Рис. 6. Водные кластеры микронных размеров с границами из примесей и пузырьками-зародышами

Отсюда совсем не следует, что внутри кластеров совсем нет примесей. Объем внутри динамического элементарного объемного кластера является аналогом микропоры, подобной ячейке цеолита. Только ее существование, существование кластера, стабилизируется наличием в нем примесных молекул. Во время импульса давления (включение пневмоизлучателя) на переднем фронте распространяющейся акустической волны происходит сжатие и сдвигка пузырьков и зародышей примеси (в основном, на границах кластеров), приводящее к их столкновениям и последующему росту размеров. При этом в пузырьках и зародышах могут содержаться разнородные молекулы, т.е. молекулы и газов и солей. Положительной подъемной силой, по видимому, будут обладать пузырьки, в которых отношение концентраций газ-соль будет на уровне не менее 2-3 и более. При меньших величинах отношений эти пузырьки всплывать не будут, несмотря на их рост и размеры. Поэтому, по мере дегазации воды, от импульса к импульсу, см. рис. 3 время восстановления полной прозрачности все возрастает. Пузырьки-зародыши достигают размера, порядка длины волны видимого света, т.е. около $2-3 \times 10^3 \text{ \AA}$, являющиеся причиной не прозрачности жидкости частично всплывают, а частично рассасываются, т.е. уменьшаются в размерах (в эксперименте используется не насыщенный раствор). Поэтому для выведения солей необходимо постоянное растворение газа в жидкости – подпитка. Как указывалось,

простая инъекция газа в объем жидкости к такому растворению газа не приводит, в то же время, наличие смешанных зародышей, не всплывающих пузырьков, делает процесс полной дегазации при наличии солей проблематичным.

Выводы. Как показали экспериментальные исследования предложенного метода очистки воды от примесей в акустических полях с широким спектром частот, получен положительный результат. Применение предложенного импульсного метода очистки жидкостей в промышленном производстве и других отраслях может привести к снижению энергопотребления, и созданию более экологически чистого процесса очистки, что в настоящее время представляется достаточно актуальным.

Список литературы: 1. В.Б. Юферов, Ю.В. Холод, Е.В. Муфель, В.М. Шулаев. Дегазация закаленно-охлаждающих водоподобных сред звуковыми импульсами // ОТТОМ-2, Сборник докладов. Сентябрь 10-14, 2001, Ч. 1, С. 126-129. 2. В.Б. Юферов, Ю.В. Холод, А.Н. Рыбалко, Е.В. Муфель, В.Ф. Малец, А.Н. Озеров, В.П. Слюсарь. О возможности вывода солей из растворов под воздействием акустических волн // ВАНТ Сер.: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение (82), 2002, № 6, с. 149-151. 3. В.Ф. Казанцев. Движение газовых пузырьков в жидкости под действием сил Бьеркнеса, возникающих в акустическом поле. // ДАН СССР. 1959, Т. 129, № 1, с. 64-67. 4. Б.Г. Емец. О влиянии электромагнитных волн оптического диапазона на жидкости. // Вісник Харківського національного університету. № 513. радіофізика та електроніка. 2001, Вип. 1. с. 74-80. 5. Б.Г. Емец. Ефекти взаємодії низькоінтенсивних електромагнітних хвиль з нанорозмірними газовими включеннями в рідких середовищах. Автореферат докторської дисертації. Харків. 2004.

Поступила в редколлегию 09.11.07

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Августинович Г.А.</i> Межі структурної мінливості та ієрархія систематичних одиниць в генетичній систематиці електричних машин.....	3
<i>Бутенко В.И., Дрүй О.С., Иванов Б.И., Ильичева В.О.; Шулика Н.Г., Шулика О.Н., Юферов В.Б., Рыбас Е.В.</i> Разработка сверхпроводящих магнитных линз для фокусировки пучков легких ионов с энергией порядка 10 МэВ.....	9
<i>Гришук Ю.С., Вишневский А.Е.</i> Применение микроконтроллеров Atmega при испытаниях и исследованиях электрических аппаратов.....	19
<i>Гришук Ю.С., Кузнецов А.И., Гришук С.Ю., Ржевский А.Н.</i> О применении алюминевых плавких элементов в быстродействующих предохранителях.....	24
<i>Гришук Ю.С., Мележик Ю.Н.</i> О применении материалов с памятью формы в плавких элементах быстродействующих предохранителей.....	29
<i>Гришук Ю.С., Сухоставцева Т.В.</i> Автоматический выключатель с микроконтроллерным расцепителем.....	34
<i>Гурин А.Г., Али Шейхи Абубакер.</i> Волновые явления в мембране электродинамического излучателя гидроакустических импульсов.....	39
<i>Гурин А.Г., Мостовой С.П., Али Шейхи Абубакер, Ярмук О.Н., Гонтарь Ю.Г.</i> Формирование электрического разряда в водонефтяной смеси глубоких скважин.....	45
<i>Дегтярьов В.В., Рудь С.В.</i> Аналіз гармонік зовнішнього магнітного поля електрообладнання.....	48
<i>Дубинець Л.В., Муха А.М., Карзова О.О.</i> Уніфікований блок захисту допоміжних електричних машин рухомого складу залізниць.....	52
<i>Дубинець Л.В., Устименко Д.В., Краснов Р.В.</i> Дослідження перехідних процесів при пускові двигуна компресора електропоїзда EP2 (EP1).....	56
<i>Дубинець Л.В., Шановалов А.В.</i> Залежність степені іскріння тягових двигунів від допусків на елементи магнітного кола додаткових полюсів.....	61
<i>Клементьев А.В.</i> Уточнённая методика расчёта основных пусковых характеристик, максимального момента и критического скольжения по результатам приёмо-сдаточных испытаний асинхронных двигателей.....	67
<i>Лелюк Н.А., Луников В.С.</i> Модели контактов электрического аппарата при исследовании вибрации.....	73
<i>Озеров А.Н., Юферов В.Б., Пономарев А.Н., Муфель Е.В., Ищенко В.Н.</i> <i>О некоторых особенностях работы импульсных пневматических излучателей с электромагнитным приводом</i>	82
<i>Пинчук О.Г.</i> Оценка токов и температур асинхронных двигателей мощностью до 400 кВт при различных характеристиках асимметрии сети: методические подходы.....	89
<i>Севостьянов В.А., Митько В.И.</i> О развитии охлаждения роторов (якорей) электрических машин центробежными тепловыми трубами.....	99
<i>Чернышов Н.Н.</i> Исследование флуктуаций в кинетической модели плазмы.....	106
<i>Юферов В.Б., Ильичева В.О., Сероштанов В.А., Шарый С.В.</i> О выборе оптимального расположения токовводов и сверхпроводящих ключей в сверхпроводящих магнитных системах.....	112
<i>Юферов В.Б., Пономарев А.Н., Муфель Е.В., Озеров А.Н., Буравилов И.В., Ищенко В.Н.</i> Импульсный электромагнитный излучатель для очистки и дегазации жидкостей.....	118
ABSTRACTS	126

Научное издание

**ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

ТЕМАТИЧЕСКИЙ ВЫПУСК
"ПРОБЛЕМЫ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ
ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН И АППАРАТОВ"

Выпуск № 7

Научный редактор: *Лутиков Валерий Сергеевич*

Технические редакторы: *Емельянов Вадим Леонидович*
Варшамова Ирина Сергеевна

Ответственный за выпуск: *Лунева Вера Михайловна*

Обл.-вид. № 44-08.

Підп. до друку _____.____.2008 р. Формат 60×84 1/16. Папір Могра.

RISO-друк. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 16,5. Облік.-вид. арк. 10,0.

Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. № . Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХПІ". Свідоцтво про реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня НТУ "ХПІ", 2008

