



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена

- Баранов М.И.** Антологія видатних досягнень в науці і техніці. Частина 2: Відкриття і вивчення радіоактивності хімічних елементів **3**

Електричні машини та апарати

- Акимов Л.В.,
Котляров В.О.,
Литвиненко Д.Г.** Динамічні параметри асинхронних двигачей частотно-регульованих електроприводів **10**
- Байда Е.И.** Вплив форми поперечного сечення магнітопроводу електромагніта постійного струму на його швидкодію **15**
- Байда Е.И.,
Гапоненко Г.Н.** Математична модель низьковольтної електричної лінії з розподіленою навантаженням **18**
- Бугайчук В.М.,
Клименко Б.В.,
Емельянов В.Л.** Обґрунтування доцільності спільного використання обмоток включення і відключення в бістабільних електромагнітних приводах вакуумних вимикачів **21**
- Кузнецов Б.И.,
Василюк Т.Ю.,
Варфоломієв О.О.** Розробка системи наведення і стабілізації з нейрорегулятором на основі моделі авторегресії з ковзним середнім **25**
- Милых В.И.,
Высочин А.И.** Розрахунок тривимірного розподілу магнітного поля потужного турбогенератора в режимі холостого ходу **30**
- Милых В.И.,
Ткаченко С.В.** Порівняльний аналіз схем включення обмоток лінійного імпульсного електродвигача **33**
- Попович О.М.** Моделювання динамічних навантажень із зміною схеми з'єднання фаз асинхронного двигача "трикутник – зірка" **38**
- Попович О.М.,
Головань І.В.** Визначення пазового розсіювання статора асинхронного двигача з урахуванням насичення, зігзаг-розсіювання, взаємної індуктивності фаз **40**
- Чабан В.Й.,
Гоголь З.І.** Математична модель трифазного асинхронного мотора в однофазному стані **43**
- Чабан В.Й.,
Гоголь З.І.,
Костючко С.М.** Алгоритм розрахунку перехідних і усталених процесів асинхронного мотора **46**
- Шуруб Ю.В.** Трифазно-однофазний асинхронний електропривід з багатоелементним ємнісним фазозміщуючим модулем **49**

Техніка сильних електричних та магнітних полів

- Баранов М.И.,
Коліушко Г.М.,
Лысенко В.О.** Експериментальне визначення активного опору і електропровідності сильноточного плазменного каналу в розрядній ланці генератора імпульсної компоненти струму штучної блискавки **51**

Батыгин Ю.В., Гнатов А.В., Щиголева С.А.	Направление сил, действующих на листовой ферромагнетик, в зависимости от временных характеристик при МИОМ	56
Беспрозванных А.В., Москвитин Е.С.	Число двойных перегибов как индикатор степени старения кабельных бумаг	62
Гурин А.Г., Кононов Б.Т., Щека В.Н.	Особенности возбуждения сейсмоакустических сигналов наземными импульсными источниками с плоскими электродинамическими излучателями	67
Корытченко К.В., Болух В.Ф., Галак А.В.	Обоснование динамики ввода энергии в газоразрядный канал при моделировании инициирования детонации искровым разрядом	70

Електротранспорт

Дзюман В.Г., Сыченко В.Г., Кузнецов В.Г., Кирилюк Т.И.	Исследование работы системы электроснабжения постоянного тока при пропуске сдвоенных поездов	74
---	--	----

Ювілеї

Пешков И.Б.	К 75-летию со дня рождения	77
-------------	----------------------------	----

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал “Електротехніка і Електромеханіка” – передплатне видання. Звертаємо вашу увагу, що починаючи з 2006 року журнал виходить шість разів на рік. Вартість передплати на рік – 136,44 грн., на два місяці – 22,74 грн., на чотири місяці – 45,48 грн., на шість місяців – 68,22 грн., на вісім місяців – 90,96 грн., на десять місяців – 113,7 грн. Передплатний індекс: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

Постановою президії ВАК України від 15 січня 2003 р. № 1-08/5 науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» внесено до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук та перереєстровано постановою президії ВАК України від 10 лютого 2010 р. № 1-05/1. Журнал зареєстровано як фаховий з № 1 2002 року.

Починаючи з 2005 року згідно з договором між редакцією журналу «Електротехніка і Електромеханіка» та Всеросійським інститутом наукової та технічної інформації Російської академії наук (ВИНИТИ РАН), інформація про статті з журналу за відбором експертів ВИНИТИ розміщується у Реферативному журналі (РЖ) та Базах даних (БД) ВИНИТИ. Згідно з цим договором ВИНИТИ надає редакції журналу звіт про відображення статей з журналу у РЖ та БД ВИНИТИ.

Починаючи з №1 за 2006 р. згідно з Наказом МОН України №688 від 01.12.2005 р. журнал надсилається до УкрІНТЕІ.

Електронна копія журналу «Електротехніка і Електромеханіка», який зареєстровано у Міжнародній системі реєстрації серійних (періодичних) видань під стандартизованим кодом ISSN 2074-272X, надсилається до Національної бібліотеки України ім. В.І. Вернадського. Електронна версія журналу представлена на сайті <http://nbuv.ton.gov.ua> в розділі «Інформаційні ресурси / Наукова періодика України» починаючи з 2009 року.

Звертаємо увагу авторів на необхідність оформлення рукописів відповідно до Вимог, які наведені на офіційному сайті НТУ «ХПІ» (<http://www.kpi.kharkiv.edu/eie/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 2: ОТКРЫТИЕ И ИЗУЧЕНИЕ РАДИОАКТИВНОСТИ ХИМИЧЕСКИХ ЭЛЕМЕНТОВ

Наведено короткий нарис з усесвітньої історії відкриття і початкового етапу вивчення явища радіоактивності хімічних елементів, що має фундаментальне науково-прикладне значення для людства.

Приведен краткий очерк из всемирной истории открытия и начального этапа изучения явления радиоактивности химических элементов, имеющего фундаментальное научно-прикладное значение для человечества.

ВВЕДЕНИЕ

После открытия в 1895 году известным немецким физиком-экспериментатором Вильгельмом Рентгеном (1845-1923 гг.) X-лучей, названных в будущем "рентгеновским излучением", французский ученый Анри Беккерель (1852-1908 гг.) занялся исследованием солей урана (соединения уранилсульфата калия *K*) на предмет их флюоресцирующего поведения под действием дневного света [1]. В ходе этих исследований он обнаружил неизвестное явление: эти соли урана самопроизвольно без воздействия на них постороннего источника солнечного света испускали лучи неизвестного происхождения. При этом им было установлено, что данные соли урана воздействовали на рядом размещенную и обернутую в плотную черную бумагу фотопластинку и засвечивали ее. Подобно X-лучам "урановые лучи" разряжали предварительно заряженный и расположенный в атмосферном воздухе электроскоп. Окружающий электроскоп воздух от действия этих лучей ионизировался и становился электрически проводящим [1, 2]. Таким опытным путем А. Беккерель в 1896 году открыл новое физическое явление, которое в 1898 году выдающимся французским физиком и химиком Марией Склодовской-Кюри (1867-1934 гг.) было названо термином "**радиоактивность**" (это название происходит от латинского слова "*radiare*" – "излучать лучи" [3]). Происхождение этого вида излучения (этой "лучистости" вещества или "урановых лучей") в тот исторический период развития науки и техники оставалось для всех ученых таинственной загадкой. Забегая несколько вперед, следует сказать, что за открытие данного нового физического явления А. Беккерель совместно с впервые изучившими это фундаментальное явление природы М. Кюри и ее супругом, известным французским физиком Пьером Кюри (1859-1906 гг.) были в 1903 году заслуженно удостоены высшей научной награды мира – Нобелевской премии по физике [1].

1. УСПЕХИ МАРИИ И ПЬЕРА КЮРИ В ИЗУЧЕНИИ РАДИОАКТИВНОСТИ

Таинственная загадка "урановых лучей" в 1897 году крайне заинтересовала молодого польского исследователя Марию Склодовскую-Кюри (рис. 1), закончившую в 1893-1894 гг. парижскую Сорбонну и вышедшую летом 1895 года замуж за уже сложившегося французского ученого-физика П. Кюри. Подающая большие научные надежды М. Кюри выбирает эту тему для своей будущей докторской диссертации. Она увлекает данной научной темой более опытного и

больше знающего в физике своего супруга – П. Кюри, который был покорен юной и изящной полькой с ее ясным и развитым мужским умом и твердым характером [2]. После окончания Сорбонны и получения в 1893 году диплома по физическим наукам (первое место на курсе по оценкам), а также диплома в 1894 году по математическим наукам (второе место на курсе по оценкам) жизненным кредо и единственной настоящей страстью для Марии стала наука [2]. Ее увлекают научные интересы и преследует бедность, обрекая Марию на уединение (до боли знакомые и пережитые многими из нас чувства и события). Такой образ жизни позволяет ей больше сосредоточиться на творческой работе в области физики. Сама судьба столкнула в парижской Сорбонне двух исключительно одаренных молодых людей (вот после этого и не верь в нее) – начинающую научную карьеру 27-ми летнюю польку М. Склодовскую и 35-ти летнего ученого-физика француза П. Кюри (рис. 2), которого выделяет высокий рост, небольшая жесткая борода, большой ум и исключительно благородная душа [2].



Рис. 1. Мария Склодовская-Кюри (1867-1934 гг.)

Читателю необходимо напомнить, что в 1883 году молодой П. Кюри совместно со своим братом Жаком, работая препаратами-физиками в известном французском университете – парижской Сорбонне, открыли пьезоэлектрический эффект и соответственно **пьезоэлектричество** [1, 2]. Их экспериментальная работа закончилась изобретением и созданием нового физического прибора – кварцевого пьезометра, применяемого для преобразования электрических сигналов в механические и наоборот (в скором времени этот прибор был им использован при изучении радиоактивности). Далее до работ в области радиоактивности П. Кюри, выполняя теоретические исследования в области физики кристаллов, разработал "принцип

симметрии", ставший в дальнейшем одной из научных основ в кристаллографии [1, 2]. Изобретает сверхчувствительные аperiодические весы ("весы Кюри"), которые в недалеком будущем были применены супружеской парой Кюри при исследовании радиоактивности ряда элементов. В экспериментальных исследованиях по **магнетизму** материалов он получил оригинальную зависимость их ферромагнитных свойств от температуры (нашел "точку Кюри") и открыл закон зависимости восприимчивости парамагнитных тел от температуры ("закон Кюри") [1, 2].



Рис. 2. Пьер Кюри (1859-1906 гг.)

На основе результатов данных исследований он в 1895 году защищает докторскую диссертацию по магнетизму тел. Самостоятельно выполнил важную научную работу "*О симметрии в физических явлениях. Симметрия электрического и магнитного полей*" [1, 2]. Близкие Марии и ее коллеги по работе отмечали, что мысли о выборе между научной карьерой и заботами семейной жизни в голову молодой и целеустремленной М. Склодовской-Кюри не приходили никогда [2]. В 1897 году Мария публикует свою первую научную работу, относящуюся, как и ряд работ ее мужа П. Кюри, к области **магнетизма** на тему "*Магнитные свойства закаленной стали*" [1, 2]. Рядом с ученым-физиком П. Кюри, ставшим в 1897 году заведующим физической лабораторией в парижском Институте физики и химии, она выглядела в тот начальный период своей научной работы по свидетельству очевидцев пока как подмастерье [2]. Вот так вкратце выглядит предыстория для тех важных, как показала в дальнейшем история изучения радиоактивности химических элементов, научных событий в области атомной (ядерной) физики для французской супружеской пары Кюри, о которых речь пойдет ниже.

С начала 1898 года французская чета Кюри активно приступает в трудных лабораторных условиях (в неотапливаемом одноэтажном сыром помещении сарая-мастерской) парижского Института физики и химии (рис. 3) к исследованию "урановых лучей". Очевидцы, историки науки и техники отмечали, что их скудное исследовательское оборудование на то время состояло всего из [1, 2]: 1) ионизационной камеры; 2) электрометра разработки П. Кюри; 3) пьезокварцевого прибора также разработки П. Кюри. Соискательница степени доктора наук берется за изучение ионизирующего действия "урановых лучей" от окисла

урана (минерала уранинита), которое определяется ею по способности этих лучей превращать атмосферный воздух в проводник **электрических зарядов** и тем самым разряжать предварительно электрически заряженные металлические лепестки электроскопа [1, 2].

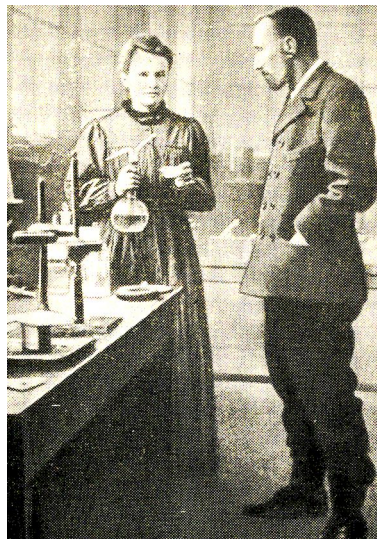


Рис. 3. Мария и Пьер Кюри у лабораторного стола с радиоактивными препаратами

На основании первых результатов этих опытов Мария и Пьер Кюри приходят к выводу, что непонятное пока для них излучение уранинита имеет атомное происхождение, определяемое главным образом атомами урана *U*. Перед ними встал естественный вопрос: неужели уран *U* является единственным химическим элементом, испускающим эти таинственные лучи? Для ответа на этот вопрос они останавливают изучение уранинита и незамедлительно принимаются за подобные исследования всех известных физической науке химических элементов. Оказалось, что соединения тория *Th* подобно соединениям урана *U* также самопроизвольно излучают такие же "урановые лучи" и почти аналогичной интенсивности. Именно в этот период М. Кюри предложила этому свойству (излучению "урановых лучей") химических элементов дать название "**радиоактивность**" [1,2]. Молодой исследователь-первопроходец в лице Марии в этот исключительный период своей научной работы написала следующее [2]: "*Жизнь, как видно, не дается никому из нас легко. Ну что ж, надо иметь настойчивость, а главное – уверенность в себе. Надо верить, что ты на "что-то" годен и этого "что-то" нужно достигнуть во что бы то ни стоило*". Какая одержимость у молодого научного работника, ищущего в темных дебрях атомной физики ответы на тайны устройства природной материи! Далее чисто по интуиции она берется за исследование излучательных способностей всех известных ей минералов, содержащих уран *U* и торий *Th*. И вдруг – неожиданные данные в результатах измерения их радиоактивности указанным выше способом (с помощью ионизационной камеры и электроскопа): ненормально высокая по сравнению с ожидаемой радиоактивность некоторых минералов при незначительном количестве в них урана *U* и тория *Th* [1, 2]. Этими некоторыми природными

ми минералами оказались уранинит (урановая смолка или окисел урана U) и хальколит (уранилфосфат меди Cu). При этом урановая смолка в своем природном виде проявляла радиоактивность вчетверо большую, чем чистый окисел урана U , входящий в минерал уранинит [2]. После тщательного анализа этих экспериментальных данных М. Кюри приходят к гипотетическому выводу: в упомянутых выше минералах в небольших количествах содержится неизвестное вещество (новый химический элемент) с большей чем у металлических элементов урана U и тория Th радиоактивностью. В научном сообщении М. Кюри от 12 апреля 1898 года, напечатанном в "Докладах Парижской Академии наук", говорилось [2]: *"Мари Склодовская-Кюри заявляет о том, что в минералах с окислом урана, вероятно, содержится новый химический элемент, обладающий высокой радиоактивностью"*. Так М. Кюри был сделан первый зафиксированный в печати самостоятельный шаг к открытию нового химического элемента – радия Ra [1, 2].

Учитывая уникальность сложившейся ситуации, П. Кюри временно оставляет свои исследования над кристаллами и более активно подключается к М. Кюри в ее опытах по обнаружению нового радиоактивного элемента. В июне 1898 года начинается их совместная плодотворная работа в области атомной физики, продлившаяся всего восемь лет и внезапно прерванная трагической гибелью П. Кюри 19 апреля 1906 года. Надо заметить, что к 1898 году минерал уранинит был хорошо изучен химиками. Поэтому супруги Кюри решают, что новый радиоактивный элемент в этом минерале представлен в столь незначительных количествах, что его присутствие в нем (минерале) осталось незамеченным исследовавшими уранинит учеными. Известными методами аналитической химии они выделяют все элементы, входящие в состав минерала уранинита, и измеряют их радиоактивность. В результате такой кропотливой работы оказалось, что радиоактивность уранинита сосредотачивается в двух различных химических фракциях. Поэтому Мария и Пьер Кюри приходят к новому выводу, что в исследуемом природном минерале присутствуют два новых радиоактивных элемента [2]. Уже в июле 1898 года они заявляют в "Докладах Парижской Академии наук" об открытии ими нового химического элемента – металла полоний Po , названного по настоянию М. Склодовской-Кюри в честь своей родины – Польши. В опубликованном ими этом научном сообщении говорилось [2]: *"Мы полагаем, что вещество, извлеченное нами из урановой руды, содержит еще не описанный металл, по своим химическим свойствам близкий к висмуту Bi . Если существование этого металла подтвердится, мы предлагаем назвать его "полонием" – по имени страны, откуда происходит один из нас"*. В научном сообщении *"О веществе большой радиоактивной силы, содержащемся в уранините"* от 26 декабря 1898 года в "Докладах Парижской Академии наук", подготовленном М. Кюри, П. Кюри и Ж. Бемоном (их административным руководителем, помогавшим в работе), по поводу другого (второго) радиоактивного элемента в составе минерала уранинита говорилось следующее

[2]: *"Мы склонны считать, что новое радиоактивное вещество содержит новый элемент, который мы предлагаем назвать радием"*. Эти научные сообщения потрясают ученых-физиков мира. Они свидетельствуют об новых представлениях в строении земной материи. Для полной победы Марии и Пьеру Кюри были нужны эти новые химические элементы в чистом виде. Никто не знает атомных весов полония Po и радия Ra . А раз нет их атомных весов, то нет и самих этих новых радиоактивных веществ, а их места в периодической системе Д.И. Менделеева [4, 5] остаются пока вакантными. На их выделение из урановой руды супруги Кюри затратили четыре года напряженной и вредной для их здоровья работы в непригодном для таких исследований помещении (другого помещения в их институте им просто не давали), которое больше напоминало заброшенный сарай-склад [2]. Для реализации их планов, прежде всего, была нужна в большом количестве урановая руда, содержащая уранинит (урановую смолку). Этот минерал был тогда очень дорог и добывался он лишь в австрийской Богемии для целей применения урановых солей в производстве цветного стекла (о вреде радиоактивности для человека тогда толком ничего не знали). В эти трудные для них месяцы они приходят к единственно правильному предложению по выходу из сложившейся критической ситуации: попытаться получить очищенный радий Ra из дешевых австрийских отходов после извлечения из добываемого минерала уранинита используемых в производстве стекла урановых солей. Уговорив австрийские власти и начальство рудника, они безвозмездно получили в свое распоряжение одну тонну урановых отходов (это был удивительный период в межгосударственных отношениях, лишенный атомного психоза из-за временного незнания человечеством возможности использования внутриядерной энергии, угрозы распространения и обогащения ядерных материалов). Из этой удивительной истории практически бесплатного приобретения "по горло" необходимых супругам Кюри указанных урановых отходов становится известным, что австрийцы решили удовлетворить эту необычную для них просьбу каких-то двух французских "лунатиков от науки" или, иначе говоря, просто двух ученых-чудаков [2]. С прибытием по железной дороге в г. Париж указанных австрийских урановых отходов, расфасованных в мешки из грубой холщовой ткани, у супругов Кюри начинается, по их словам, "героическая эпоха в совместной жизни" [2]. Изнурительная работа по получению из отходов урановой руды полония Po и радия Ra в чистом виде и изучению их физических свойств продолжалась ими с 1898 по 1902 годы. В день приходилось вручную перерабатывать до 20 кг урановой руды [2]. Накануне наступления 1900 года французским ученым-химиком Андре Дебьери, работавшим в физико-химической лаборатории Сорбонского университета, был открыт новый радиоактивный химический элемент – актиний Ac [1, 2], размещенный в периодической системе химических элементов Д.И. Менделеева [4,5], как оказалось чуть позже, прямо рядом с радием Ra . Поэтому супругам Кюри было отчего торопиться в своей работе по извлечению из

австрийских урановых отходов полония Po и радия Ra . Растворяя и концентрируя в открытых горячих котлах радиоактивные продукты, извлеченные из урановой руды, М. Кюри осуществляет кристаллизацию получаемых ею растворов с высокой радиоактивностью и шаг за шагом приближается к намеченной цели. Требуемого для этих целей чистого помещения без пыли и колебаний температуры окружающего воздуха у нее не было. Это приводит супругов Кюри в отчаяние. На "волоске" висит вся их затея по получению полония Po и радия Ra в чистом виде в таких лабораторных условиях. Возникшие технические препятствия казались им просто не преодолимыми. Несмотря на уговоры П. Кюри сделать временную передышку, М. Кюри с упрямством и упорством продолжает трудные и опасные опыты. Наконец, в 1902 году ей удается выделить одну десятую долю грамма очищенного радия Ra и установить его атомный вес, оказавшийся равным 225 [1,2] (согласно современным уточненным данным этот стабильный радиоактивный элемент имеет атомную массу, равную 226,02 [4]). Полученное при этом М. Кюри соединение радия Ra с хлором Cl в чистом виде представляло собой белый тусклый порошок, напоминающий обычную поваренную соль $NaCl$. Заметим, что чистый металлический радий Ra (серебристо-белый металл [3, 5]), а не его соли, М. Кюри удалось получить лишь в 1910 году [6,7]. Его (радия Ra) излучение было примерно в $2 \cdot 10^6$ раз сильнее, чем излучение природного урана U [2], имеющего согласно современным данным атомную массу 238,02 [5]. Невидимые лучи радия Ra останавливали только толстый свинцовый экран. В темноте радий Ra излучал видимый свет. Применяемые супругами Кюри в радиационных опытах стеклянные сосуды с радием Ra в темноте светились голубоватым фосфоресцирующим сиянием [1, 2]. Радий Ra самопроизвольно распадался, выделяя тепло и особое газообразное радиоактивное вещество – эманацию радия [1, 5]. Он за счет ионизации своими радиационными лучами молекул различных газов, входящих в состав воздуха, превращал даже сухой воздух в проводник *электричества*. Это приводило к разрядке электроскопа, находящегося в этом воздухе на лабораторном столе наблюдений радиоактивных веществ. Позже после детального изучения лучей радия Ra для супругов Кюри стало известно, что атомы радия Ra с огромной силой выбрасывали в окружающее их воздушное пространство α -частицы (ядра атома гелия He), несущиеся со скоростью около 20 км/с, и β -лучи [1, 5, 8]. Вскоре в составе радиоактивного излучения радия Ra Виллардом были открыты и γ -лучи [1,9]. Аналогичный состав излучения радия Ra был независимо от французской четы Кюри установлен и известными английскими учеными-физиками Э. Резерфордом и Ф. Содди [1, 9].

До радиационных опытов ученых-супругов Кюри люди верили, что вещество вселенной состоит из невидимых и неделимых атомов и соответственно из неизменных химических элементов. Теперь же получалось, что в неподвижной внешне природной материи ежесекундно на микроуровне происходит жизнь и наступает смерть: наблюдается рождение

одних и уничтожение других микровеществ. Человечеству это стало достоверно известно после открытия в 1898 году и изучения к 1903 году французской четой Кюри радия Ra . В 1900 году немецкие ученые Вальхов и Гизель сообщили, что недавно открытый радий Ra за счет своего интенсивного радиоактивного излучения осуществляет физиологическое действие на биологические объекты [1, 2]. В 1901 году П. Кюри совместно с учеными-медиками после выполнения ими ряда радиационных исследований приходят к выводу о том, что лучистое излучение радия Ra способно разрушать больные клетки живых организмов и излечивать некоторые виды рака [1, 2]. Так радий Ra первым из радиоактивных элементов нашел применение в медицине. Открытие радиоактивности стало представлять не только чисто научное, но и практическое значение. Во всем мире стало активно налаживаться промышленное производство радия Ra . Один грамм этого радиоактивного элемента в 1903 году стал стоить 750 тысяч франков золотом [2]. Во многих странах мира были открыты Институты радия – научные центры по изучению радиоактивности и лечения рака новым медицинским способом – радиотерапией. Вот, наконец, и пришло время защиты М. Склодовской-Кюри своей докторской диссертации на тему "*Исследование радиоактивных веществ*", которая состоялась в Сорбонском университете 25 июня 1903 года. Для многих ученых и соискателей научных степеней, знакомых с нынешней классической процедурой защиты диссертаций на ученых советах, будет интересно знать, что после научного доклада соискательницы и ее ответов на вопросы французских научных мэтров председатель заседания произнес следующую фразу [2]: "*Парижский университет дарует Вам степень доктора физических наук с весьма почетным отзывом*".

Важно отметить, что супруги Кюри безвозмездно передали ученым и промышленникам мира разработанную ими технологию производства из урановой руды, содержащей минерал уранинит, сильно радиоактивного элемента радий Ra . Первооткрыватели (можно сказать "изобретатели") радия Ra по принципиальным соображениям осознанно отказались от патентного закрепления за собою права на промышленную технологию его получения и соответственно от возможности получения от ее продажи огромных денежных средств. Они отказались от всего этого в пользу науки и широкого медицинского применения радия Ra . Руководство Французской республики дважды предлагало М. Кюри за ее научные достижения стать кавалером креста Почетного легиона (высшей государственной награды Франции) [2]. Но она отказывалась от получения этой награды по этическим соображениям. Как уже отмечалось, в декабре 1903 года Шведская королевская Академия наук присудила открывателям полония Po и радия Ra Марии и Пьеру Кюри Нобелевскую премию по физике за 1903 год (рис. 4). Другую половину этой награды и соответственно денежной премии получил А. Беккерель (за открытие радиоактивности химических элементов).

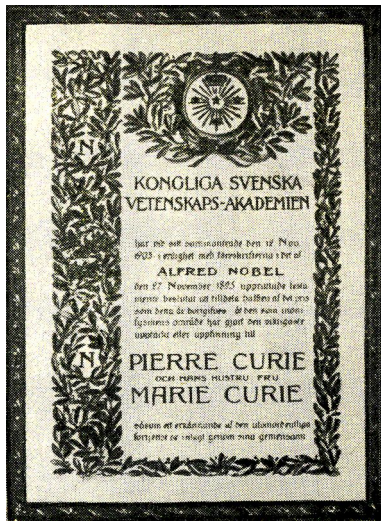


Рис. 4. Диплом лауреатов Нобелевской премии по физике за 1903 год Пьера и Марии Кюри

В 1904 году П. Кюри был назначен профессором физики Парижского университета (для него в Сорбонне специально была создана кафедра общей физики и радиоактивности) и избран академиком Парижской Академии наук [6]. После трагической гибели П. Кюри в 1906 году (переходя парижскую улицу в дождливую погоду, поскользнулся и попал под колеса тяжелогруженной конной телеги) данную кафедру унаследовала его вдова М. Склодовская-Кюри. Она стала первой в истории Сорбонны женщиной-преподавателем. Именно в этом тяжелом для Марии году она высказала интересную для ученых (в том числе для электротехников и историков науки) фразу [2]: *"Когда стоишь лицом к лицу с успехами, достигнутыми физикой за последние десять лет, невольно поражаешься тем сдвигом, какой произошел в наших понятиях об электричестве и о материи"*. В 1910 году М. Кюри издала свой основной научный труд *"Руководство по радиоактивности"*, содержащий 911 страниц текста и отражающий накопленные ею знания в новых областях физики и химии. Тем не менее, в январе 1911 года кандидатура 44-х летней М. Кюри не прошла избрание в Парижскую Академию наук (при тайном голосовании не хватило одного голоса "за"). Многие французские академики были настроены решительно против избрания первой (и как показали дальнейшие события целиком преданной науке) женщины в ряды Французской Академии наук со своими старыми консервативными принципами. В декабре 1911 года Шведская королевская Академия наук, отмечая выдающиеся заслуги М. Склодовской-Кюри по выделению радия *Ra* в чистом металлическом виде и охарактеризованию его как химического элемента, присудила ей Нобелевскую премию по химии за 1911 год [1, 2]. На сегодня пока никто из женщин-землян не был дважды удостоен этой высшей в мире научной награды. У одних людей это известие из шведской столицы г. Стокгольма вызвало удивление личностью ученой-женщины, а у других – чувство зависти и злобы. После присуждения второй Нобелевской премии М. Склодовской-Кюри пришлось с большим трудом выдержать развернувшуюся против нее во Франции настоящую травлю: ее терзали ано-

нимными письмами и публичными угрозами насильственных против нее действий [2]. Эту единственную и уникальную в своем роде женщину-ученую обвиняли в том, что она иностранка и явилась в г. Париж с целью захвата высокого научного положения нечистоплотным способом. Мария в это время оказалась на краю пропасти (по свидетельству ее ближайших родственников тогда она была готова к самоубийству [2]). Лишь теплые чувства родных и доброжелательное участие знакомых удержали ее от этого крайнего и небогоугодного действия. От переживаний и каторжной работы с радиоактивными веществами без необходимых в этих случаях защитных средств М. Кюри в это напряженное время свалила тяжелая болезнь почек. После долго лечения и хирургического вмешательства она к лету 1913 года выздоравливает (тем не менее, ее здоровье с этого времени остается серьезно подорванным). Актуальным и для нашего времени остается ее следующее короткое высказывание в то время [2]: *"В науке мы должны интересоваться Вещами, а не Личностями"*. Мировая история изучения радиоактивности химических элементов показала, что М. Кюри в физической (химической) науке была той Личностью, через которую ученые, люди, народы и страны интересовались научными Вещами и узнавали новое об окружающей нас природе. Ее личная жизнь и активная научная деятельность явились примером бескорыстного служения науке на пути углубления наших знаний о материи и окружающем нас мире. Так сложилось исторически, что Франция оказалась практически последней страной, признавшей научный подвиг своих граждан, выдающихся ученых – супругов Кюри. Для этого потребовались присужденные им золотая медаль имени Дэви (ноябрь 1903 год) Лондонского Королевского общества (Английской Академии наук), совместная Нобелевская премия по физике (декабрь 1903 год) и Нобелевская премия по химии Марии (декабрь 1911 год). В феврале 1922 года М. Склодовская-Кюри была единогласно избрана во Французскую Академию наук [1, 2]. Она стала первой из французских женщин, избранной ее член-корреспондентом (академиком она так и не стала). В 1926 году М. Склодовская-Кюри стала почетным иностранным членом Академии наук СССР [1, 2]. Известно, что в свои 65 лет М. Кюри работала на кафедре и в физико-химической лаборатории Парижского университета и созданном ею в 1914 году Институте радия (рис. 5) не менее 12 часов в день. Работать меньше, по ее мнению, значит приходится соглашаться с признаками одряхления своего организма [2]. Интересно отметить, что с 1919 по 1934 годы (год смерти М. Кюри от лейкемии) учеными Парижского Института радия (директор – М. Кюри), являвшегося самым крупным научным центром Франции по изучению и медицинскому применению радиотерапии, были опубликованы 483 научные работы (в среднем около 30 работ в год) [2]. На долю М. Кюри из этого общего числа работ приходится лишь 31 статья за 16 лет. Небезынтересно то, что М. Кюри никакого участия в медико-биологических работах своего института не принимала [2]. Но при таком своем принципиальном подходе она внимательно следила за их научными и терапевтическими результатами.

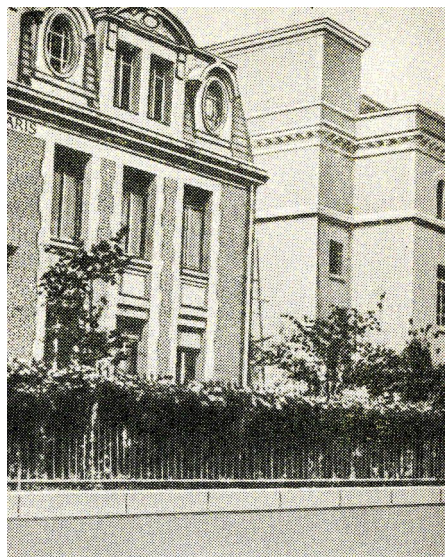


Рис. 5. Институт радия в г. Париже

2. УСПЕХИ ИРЕН КЮРИ И ФРЕДЕРИКА ЖОЛИО В ИЗУЧЕНИИ РАДИОАКТИВНОСТИ

Славный путь Марии и Пьера Кюри в области изучения радиоактивности химических элементов был блистательно продолжен их старшей дочерью Ирен Кюри (1897-1956 гг.) и ее мужем Фредериком Жолио-Кюри (1900-1958 гг.). Молодой Ф. Жолио, работая после окончания Парижской школы физики и химии (здесь когда-то преподавал П. Кюри в должности профессора физики) с 1925 года препаратором в Институте радия у М. Кюри, встретил свою будущую жену – научного сотрудника И. Кюри (рис. 6). С 4 октября 1926 года (дня регистрации их брака и изменения Фредериком своей фамилии на Жолио-Кюри) начался их совместный жизненный и научный путь. После окончания в 1920 году Парижского университета и работы в лаборатории своей матери И. Кюри к этому времени уже успела защитить докторскую диссертацию по радиационной проблематике. Ф. Жолио-Кюри (рис. 7) защитил свою докторскую диссертацию в Парижском Институте радия на пять лет позже своей жены в 1930 году. 15 января 1934 года на заседании Парижской Академии наук Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри сообщили об открытии ими нового вида радиоактивности. В этом сообщении говорилось следующее [1]: "Нам удалось доказать методом камеры Вильсона, что некоторые легкие элементы (бериллий Be, бор B, алюминий Al) испускают положительные электроны при бомбардировке их α -частицами полония Po. Испускание положительных электронов некоторыми легкими элементами, подвергнутыми облучению α -частицами полония Po, продолжается в течение некоторого более или менее продолжительного времени после удаления источника α -лучей. В случае бора B, например, это время достигает получаса". Исследуя это явление, Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри экспериментально показали, что в случае алюминия Al ядерная реакция происходит следующим образом с первоначальным образованием радиоактивного изотопа фосфора P и нейтрона n [1, 5]:

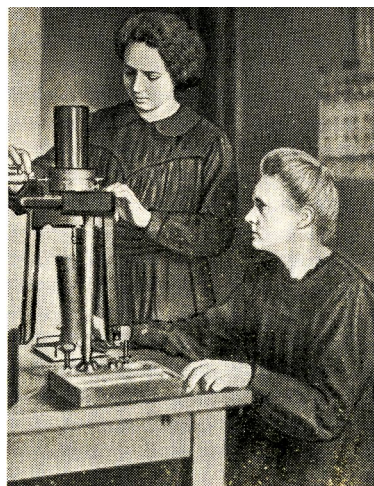
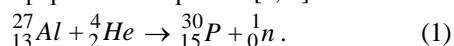
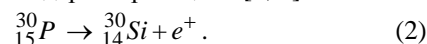


Рис. 6. Мария Кюри и ее старшая дочь Ирен Кюри за проведением совместных радиационных опытов

Радиоактивный изотоп фосфора P согласно (1) обладал периодом полураспада, равным 3 мин 15 с [1, 5]. В результате такого внутриатомного распада этого изотопа фосфора P и образуется положительный электрон e (позитрон) в соответствии со следующей ими установленной ядерной реакцией [1, 5]:



Заканчивая свое научное сообщение на этом историческом заседании Парижской Академии наук, Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри заявили [1]: "Таким образом, в настоящей работе удалось впервые при помощи внешнего воздействия вызвать у некоторых атомных ядер радиоактивность, которая сохраняется в течение измеримого времени в отсутствие вынуждающей причины". Так было сделано научное открытие огромной важности. До этих исследований ученым было известно, что радиоактивность, присутствующая некоторым природным элементам, не могла быть ни вызвана, ни уничтожена, ни как-либо изменена человеком.



Рис. 7. Фредерик Жолио-Кюри (1900-1958 гг.)

Французские ученые Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри впервые в мире искусственно вызвали у ряда химических элементов радиоактивность. При этом были созданы новые радиоактивные изотопы, не наблюдаемые до этого в земной природе. Новое фундаментальное физическое явление, открытое в 1934 году Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри, получило название "искусственная радиоактивность" [1, 5]. Она характеризовалась тем,

что некоторые вещества, подвергнутые радиоактивному излучению открытого в июле 1898 года супругами Марией и Пьером Кюри полония Po , превращались в новые радиоактивные изотопы и становились сами источником радиоактивного излучения.

Шведская королевская Академия наук высоко оценила принципиальную важность фундаментального открытия супругов Ф. Жолио-Кюри и И. Кюри и присудила им Нобелевскую премию по химии за 1935 год [1, 7]. Эта французская чета всю свою оставшуюся жизнь активно продолжила в стенах Парижского Института радия дальнейшее развитие созданной его основателем М. Кюри новой отрасли науки – радиохимии. И. Кюри после смерти матери в 1934 году стала ее преемницей на кафедре общей физики и радиоактивности Парижского университета вплоть до 1956 года (года своей кончины от лучевой болезни). Ф. Жолио-Кюри в 1937 году стал профессором ядерной химии в Парижском колледже, а в 1947 году после смерти выдающегося французского физика Поля Ланжевена – профессором экспериментальной физики в Парижском Институте физики и химии. Следует отметить, что в декабре 1948 года под научным руководством Ф. Жолио-Кюри был пущен первый французский ядерный реактор [1, 9]. Ф. Жолио-Кюри до 1950 года занимал высокий пост Верховного комиссара Франции по атомной энергии. Он с 1951 по 1958 годы (вплоть до своей смерти) возглавлял Всемирный Совет Мира и был активным сторонником мира во всем мире. История человечества не знает такого другого жизненного примера, когда две супружеские пары ученых в двух последовательных поколениях внесли бы столь большой вклад в физическую (химическую) науку как М. Кюри с мужем П. Кюри и их старшая дочь И. Кюри со своим мужем Ф. Жолио-Кюри. Эти истинные борцы за науку, выдающиеся французские ученые, которые в ущерб собственному здоровью преодолели на своем научном и жизненном пути колоссальные трудности различного вида, могут послужить хорошим жизненно-историческим положительным примером для нашей молодежи, стремящейся к захватывающему нелегкому творческому труду в тех или иных научно-технических областях знаний. Выдающиеся французские ученые Мария и Пьер Кюри, а также Ирен Кюри и Фредерик Жолио-Кюри, трудившиеся в передовых областях физики и химии, продемонстрировали всему миру замечательный пример успешного сотрудничества дополняющих друг друга больших научных талантов, больших человеческих чувств и высоких людских отношений.

В заключение хочется отметить, что изложенный выше научно-исторический материал, отражающий основные выдающиеся достижения мировой науки конца 19-го и первой половины 20-го столетий в области радиоактивности химических элементов, является хорошей иллюстрацией древней латинской поговорки [3, 9]: "*Coniuncta valent*" ("*Сила в единстве*").

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кудрявцев П.С. Курс истории физики. – М.: Просвещение, 1974. – 312 с.
2. Кюри Е. Мария Кюри / Пер. с франц. – М.: Атомиздат, 1979. – 320 с.
3. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.
4. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 1: Открытие периодического закона химических элементов // *Электротехника і електромеханіка*. – 2011. – № 2. – С. 3-9.
5. Кузьмичев В.Е. Законы и формулы физики / Отв. ред. В.К. Тартаковский. – Киев: Наукова думка, 1989. – 864 с.
6. Климов А.А. Большая книга знаний. – Харьков: Веста, 2010. – 160 с.
7. Скляренко В.М., Сядро В.В. Открытия и изобретения. – Харьков: Веста, 2009. – 144 с.
8. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 2-х томах. Том 1: Электрофизика и выдающиеся физики мира. – Харьков: Изд-во НТУ "ХПИ", 2008. – 252 с.
9. Выдающиеся физики мира. Рекомендательный указатель / Научн. ред. Б.Г. Кузнецов. – М.: Типография Б-ки им. В.И. Ленина, 1958. – 436 с.

Bibliography (transliterated): 1. Kudryavcev P.S. Kurs istorii fiziki. – M.: Prosveschenie, 1974. – 312 s. 2. Kyuri E. Mariya Kyuri / Per. s franc. – M.: Atomizdat, 1979. – 320 s. 3. Bol'shoj illyustrirovannyj slovar' inostrannyh slov. – M.: Russkie slovari, 2004. – 957 s. 4. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihся dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 1: Otkrytie periodicheskogo zakona himicheskikh `elementov // *Elektrotehnika i elektromehanika*. – 2011. – № 2. – S. 3-9. 5. Kuz'michev V.E. Zakony i formuly fiziki / Otv. red. V.K. Tartakovskij. – Kiev: Naukova dumka, 1989. – 864 s. 6. Klimov A.A. Bol'shaya kniga znaniy. – Har'kov: Vesta, 2010. – 160 s. 7. Sklyarenko V.M., Syadro V.V. Otkrytiya i izobreneniya. – Har'kov: Vesta, 2009. – 144 s. 8. Baranov M.I. Izbrannye voprosy `elektrofiziki: Monografiya v 2-h tomah. Tom 1: `Elektrofizika i vydayuschiesya fiziki mira. – Har'kov: Izd-vo NTU "HPI", 2008. – 252 s. 9. Vydayuschiesya fiziki mira. Rekomendatel'nyj ukazatel' / Nauchn. red. B.G. Kuznecov. – M.: Tipografiya B-ki im. V.I. Lenina, 1958. – 436 s.

Поступила 21.12.2010

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., с.н.с.
НИПКИ "Молния"
Национального технического университета
"Харьковский политехнический институт"
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47
тел. (057) 707-68-41, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua

Baranov M.I.

An anthology of outstanding achievements in science and technology. Part 2: discovery and study of radioactivity of chemical elements.

A brief outline from the global history of discovery and initial study of radioactivity of chemical elements is given, the phenomenon being of fundamental scientific and engineering significance for mankind.

Key words – history, radioactivity, chemical elements.

ДИНАМИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ

У статті об'єднані різні позначення фізичних величин, що використовуються в літературі для опису систем векторного і скалярного керування. Визначено фактичні значення динамічних параметрів машин на прикладах вітчизняних і зарубіжних серійних асинхронних двигунів.

В статье объединены различные обозначения физических величин, используемых в литературе для описания систем векторного и скалярного управления. Определены фактические значения динамических параметров машин на примерах отечественных и зарубежных серийных асинхронных двигателей.

ВВЕДЕНИЕ

Современной тенденцией развития автоматизированного электропривода является все более широкое применение асинхронных короткозамкнутых двигателей (АД). Известно, что эти машины просты в изготовлении и надежны в эксплуатации, могут длительно работать в агрессивных и взрывоопасных средах. Они имеют меньшую массу, стоимость и главное габариты, что существенно для регулируемого быстродействующего электропривода.

Широкому внедрению АД способствует создание систем управления асинхронным электроприводом с использованием управляемых преобразователей напряжения и частоты, а также микропроцессорных устройств.

Сегодня основное внимание направлено на внедрение систем скалярного и векторного управления частотно-регулируемого асинхронного электропривода [1, 2]. В этот процесс вовлечены многие ученые [3, 4] и фирмы [5, 6], а поэтому он сопровождается использованием неустоявшихся обозначений и определений, известной путаницы в их применении. Чего только стоят заполнившие литературу различные системы координат (A, B, C), (α, β), (d, q), (1, 2), (x, y), (u, v) и шесть структурных представлений АД в зависимости от выбранного опорного вектора $U_s, U_r, I_s, I_r, \Psi_s, \Psi_r$ [1, 3].

Кроме того, динамические параметры асинхронного электропривода, такие как электромагнитная постоянная времени статорной $T_{1\sigma}$ и роторной T_2 цепей, а также электрохимическая постоянная времени электропривода T_M существенно отличаются от соответствующих параметров для электропривода постоянного тока, а поэтому их численные значения зачастую вызывают сомнения.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ

Исходя из вышесказанного, в статье предпринята попытка объединить различные обозначения, используемых в литературе физических величин, а также на примерах отечественных и зарубежных серийных АД определить фактические значения динамических параметров машин, с тем, чтобы способствовать росту уверенности разработчиков подобных электроприводов в правильности принимаемых решений.

МАТЕРИАЛЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Динамические свойства короткозамкнутых АД при питании от источника напряжения регулируемой частоты во вращающейся с синхронной скоростью магнитного поля двигателя системе координат x, y при ориентации вектора потокоцепления ротора Ψ_2 по оси x определяется структурной схемой рис. 1.

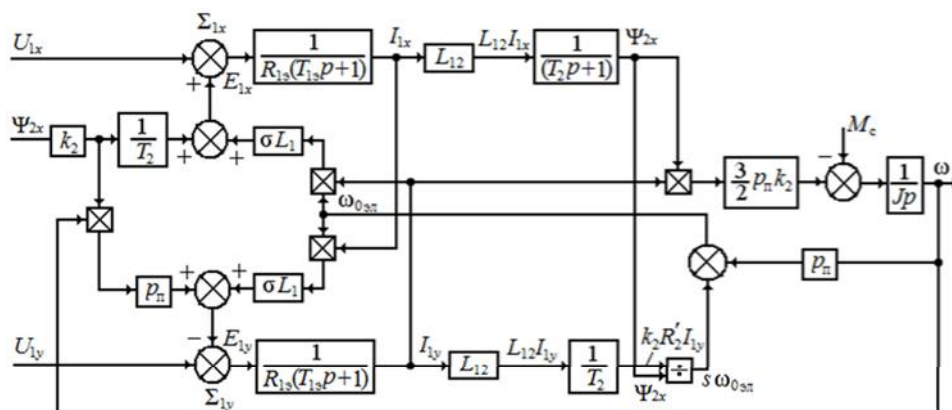


Рис. 1. Структурная схема АД при ориентации системы координат x, y по потокоцеплению Ψ_2

Она для ЭДС машины соответствует следующим уравнениям в проекциях векторов на оси x и y :

$$\begin{aligned} E_{1x} &= k_2 \frac{R_2'}{L_2} \Psi_{2x} + \sigma L_1 I_{1y} \omega_{0эл}; \\ E_{1y} &= k_2 p_{\Pi} \omega \Psi_{2x} - \sigma L_1 I_{1x} \omega_{0эл}, \end{aligned} \quad (1)$$

где цифры 1 и 2 относятся соответственно к цепям статора и ротора. Сразу отметим, что ряд авторов заменяют их на буквы s (статор) и r (ротор).

С учетом составляющих ЭДС (1), наводимых в статоре потокоцеплением ротора Ψ_2 , уравнения для проекций вектора напряжения в статорной цепи в

операторной форме имеют вид [2]:

$$\begin{aligned} U_{1x}(p) + E_{1x}(p) &= R_{1\sigma}(T_{1\sigma}p + 1)I_{1x}(p); \\ U_{1y}(p) - E_{1y}(p) &= R_{1\sigma}(T_{1\sigma}p + 1)I_{1y}(p), \end{aligned} \quad (2)$$

где $R_{1\sigma} = R_1 + k_2^2 R_2'$ – эквивалентное сопротивление цепи статора, состоящее из сопротивления статора R_1 и приведенного сопротивления ротора R_2' ; $k_2 = L_{12}/L_2$ – коэффициент электромагнитной связи ротора, куда входят взаимная индуктивность обмоток статора и ротора L_{12} или, как ее принято называть индуктивность цепи намагничивания двигателя L_μ (L_{sm}, L_{rm}), и собственная индуктивность цепи обмотки ротора $L_2 = L_{2\sigma} + L_{12}$ со значением индуктивности ротора $L_{2\sigma}$ от полей рассеяния; $\sigma = 1 - L_{12}^2/(L_1 L_2)$ – коэффициент рассеяния магнитного потока.

Все указанные индуктивности определяются из известных соотношений:

$$L_{1\sigma} = \frac{X_1}{\omega_{0ЭЛ}}; \quad L_{2\sigma} = L_2' = \frac{X_2'}{\omega_{0ЭЛ}}; \quad L_{12} = \frac{X_\mu}{\omega_{0ЭЛ}}, \quad (3)$$

где $\omega_{0ЭЛ} = 2\pi f$ – номинальная электрическая частота питания статора; X_μ – индуктивное сопротивление намагничивающего контура, которое может быть задано или найдено по результатам опыта холостого хода как

$$X_\mu = \frac{U_{Ф.Х.Х.}}{I_0 \sqrt{1 - \cos^2 \varphi_0}}, \quad (4)$$

в котором $U_{Ф.Х.Х.}$, I_0 , $\cos \varphi_0$ – фазное напряжение, ток и коэффициент мощности двигателя при холостом ходе соответственно.

Для цепи ротора АД уравнениями в операторной форме будут:

$$\Psi_{2x}(p) = \frac{L_{12}}{(T_2 p + 1)} I_{1x}(p); \quad (5)$$

$$[\omega_{0ЭЛ}(p) - p_{\Pi} \omega(p)] \Psi_{2x}(p) = \frac{L_{12}}{T_2} I_{1y}(p),$$

где ω – фактическая скорость двигателя, имеющего $p_{\Pi} = Zp$ – число пар полюсов; $T_2 = L_2/R_2'$ – электромагнитная постоянная времени цепи ротора.

Электромагнитный момент АД при ориентации $\Psi_2(\Psi_r)$ по оси x определяется как [1, 3]

$$M(p) = \frac{3}{2} p_{\Pi} k_2 \Psi_{2x}(p) I_{1y}(p). \quad (6)$$

При этом уравнение движения электропривода традиционно представляется в виде

$$M(p) - M_c(p) = Jp\omega(p). \quad (7)$$

Если, основываясь на [1], представить структурную схему короткозамкнутого АД во вращающейся со скоростью ротора системе координат d, q , то она будет иметь вид, показанный на рис. 2.

На схеме параметры АД представлены в виде:

$$\begin{aligned} L_{sl} &= L_{1\sigma}; \quad L_{rl} = L_2' = L_{2\sigma}; \quad L_m = \frac{3}{2} L_{sm} = \frac{3}{2} L_{12}; \\ k_s &= L_m / L_s; \quad k_r = L_m / L_r; \quad R_r' = R_2'; \\ L_1 &= L_s = L_{sl} + L_m; \quad L_2 = L_r = L_{rl} + L_m; \\ L_s' &= L_{sl} + k_r L_{rl}; \quad R_{1\sigma} = R_s' = R_s + k_r^2 R_r'; \\ T_1' &= T_{1\sigma} = L_s' / R_s'; \quad T_r = T_2 = L_r / R_r'. \end{aligned} \quad (8)$$

Для случая скалярного управления двигателем в системе ПЧ-АД, структурная схема линеаризованной системы с работой машины на участке механической характеристики в пределах значений абсолютного скольжения $s_a \leq s_k$ представлена на рис. 3.

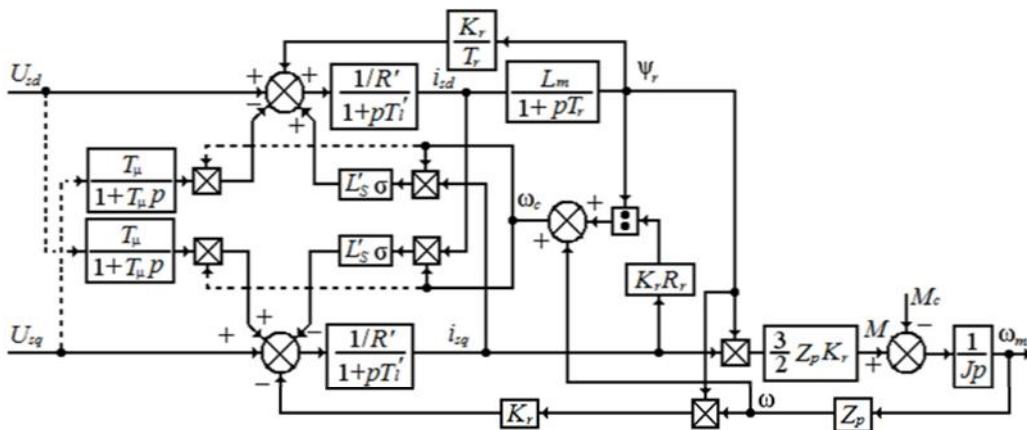


Рис. 2. Структурная схема АД при ориентации системы координат d, q по потоку сцепления ротора Ψ .

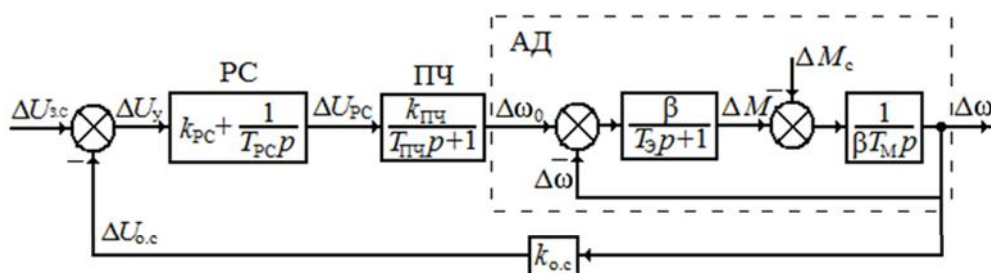


Рис. 3. Структурная схема системы ПЧ-АД с обратной связью по скорости

Эквивалентная постоянная времени цепей статора и ротора определяется по формуле [3]

$$T_{\Sigma} = 1/(\omega_{0ЭЛ.НОМ} s_K), \quad (9)$$

где $\omega_{0ЭЛ.НОМ}$ – угловая скорость электромагнитного поля АД при его номинальной частоте питания $f_{1НОМ} = 50$ Гц, равная $\omega_{0ЭЛ.НОМ} = 2\pi f_{1НОМ} = 314 \text{ с}^{-1}$.

В [3] отмечается, что для АД общепромышленного исполнения при $s_K = 0,05 \div 0,5$ (меньшие значения принадлежат более мощным двигателям), $T_{\Sigma} = 0,006 \div 0,06 \text{ с}$.

Как видно из рис. 1-3 механическая часть электропривода представляется не только параметром – моментом инерции J , но и электромеханической постоянной времени T_M , для определения которой используются зависимости:

$$T_{M1} = J/\beta; \beta = 2M_K/(\omega_{0НОМ} s_K);$$

$$s_K = R'_2/\sqrt{R_1^2 + X_K^2}; X_K = X_1 + X'_2; \quad (10)$$

где β – жесткость рабочего участка механической характеристики АД, иногда рассчитываемая по соотношению

$$\beta = \Delta M / \Delta \omega, \quad (11)$$

а поэтому

$$T_{M2} = J \frac{\Delta \omega}{\Delta M}. \quad (12)$$

Используем приведенные выше зависимости для определения постоянных времени $T_{1\Sigma} = T'_l$, $T_2 = T_r$, T_{Σ} и T_M двигателей, выпускаемых фирмой *VEM-motors* ФРГ и применяемых фирмой *Siemens* при создании частотно-регулируемых асинхронных электроприводов с векторным и скалярным управлением. Исходные данные асинхронных двигателей и результаты расчета помещены в табл. 1.

Таблица 1

Тип и данные двигателя фирмы <i>Siemens VEM-motors</i> , $U_n = 400 \text{ В}$	K21R 132 S6	K21R 132 M6	K21R 132 MX6	K21R 160 M6	K21R 160 L6	K21R 180 L6	K21R 200 L6	K21R 200 LX6	K21R 225 M6	K21R 250 M6	K21R 280 S6	K21R 280 M6	K21R 315 S6	K21R 315 M6	K21R 315 MX6	K21R 315 MY6	K21R 315 L6	K21R 315 LX6	K22R 355 MY6	K22R 355 M6	K22R 355 MX6	K22R 355 LY6
P_n , кВт	2,1	2,8	4,3	5,9	9,4	12,6	16	19	29	36	45	55	75	90	100	132	160	175	185	238	298	315
I_n , А	4,7	6,3	9,0	12,2	18,4	25,6	30,5	35,5	52,5	64,5	81,0	97,5	133	156	175	228	272	305	335	442	537	607
I_0 , А; $\cos \varphi_0$; η , % – не нормированы																						
J , кгм ²	0,018	0,023	0,043	0,053	0,113	0,145	0,228	0,268	0,443	0,825	1,28	1,48	2,63	3,33	3,6	6	6,67	8,6	8,1	8,2	12,1	14
n_n , об/мин	955	955	955	960	965	965	970	970	973	975	980	980	985	990	990	990	985	990	995	994	995	995
M_K , Нм	62	95	97	140	190	300	330	430	560	640	670	980	1340	1600	2120	2350	2860	4000	3540	4240	5810	6810
R_1 , Ом	2,8748	1,7500	1,3020	0,7793	0,5647	0,3127	0,2520	0,1867	0,1260	0,0952	0,0691	0,0499	0,0313	0,0247	0,0196	0,0159	0,0117	0,0078	0,0057	0,0040	0,0033	0,0024
R'_2 , Ом	2,0000	1,3733	0,9700	0,7467	0,4367	0,2767	0,2267	0,1800	0,1283	0,0883	0,0617	0,0473	0,0270	0,0210	0,0167	0,0137	0,0117	0,0083	0,0055	0,0042	0,0038	0,0027
X_{1S} , Ом	2,560	1,747	1,640	1,237	0,863	0,527	0,553	0,433	0,367	0,293	0,247	0,190	0,160	0,123	0,100	0,090	0,075	0,053	0,046	0,046	0,041	0,030
X'_{2S} , Ом	2,337	1,633	2,107	1,633	1,143	0,733	0,680	0,543	0,460	0,440	0,377	0,297	0,247	0,200	0,160	0,153	0,147	0,113	0,088	0,088	0,079	0,057
X_{μ} , Ом	58,933	41,000	38,233	30,367	27,200	16,133	19,000	15,367	13,967	11,933	9,133	7,300	6,133	5,033	3,933	3,767	3,240	2,073	1,808	1,228	1,369	0,809
Динамические параметры частотно-регулируемого электропривода																						
$T_{1\Sigma} = T'_l$, с	0,0032	0,0035	0,0053	0,0061	0,0064	0,0069	0,0083	0,0086	0,0105	0,0128	0,0153	0,0161	0,0224	0,0227	0,0230	0,0263	0,0305	0,0332	0,0504	0,0529	0,0546	0,0553
T_{Σ} , с	0,0090	0,0088	0,0130	0,0127	0,0152	0,0149	0,0177	0,0176	0,0208	0,0267	0,0324	0,0330	0,0481	0,0491	0,0497	0,0566	0,0605	0,0638	0,1014	0,1017	0,1006	0,1027
$T_2 = T_r$, с	0,1445	0,1464	0,1952	0,2012	0,3059	0,2870	0,4099	0,4174	0,5315	0,6615	0,7266	0,7573	1,1142	1,1752	1,1556	1,3491	1,3629	1,2365	1,6364	1,4635	1,7872	1,4986
T_{M1} , с	0,0054	0,0046	0,0057	0,0017	0,0065	0,0054	0,0065	0,0059	0,0064	0,0081	0,0098	0,0076	0,0068	0,0071	0,0057	0,0075	0,0064	0,0056	0,0038	0,0036	0,0035	0,0033
T_{M2} , с	0,0039	0,0038	0,0046	0,0037	0,0044	0,0043	0,0046	0,0045	0,0044	0,0062	0,0061	0,0058	0,0057	0,0040	0,0039	0,0049	0,0068	0,0053	0,0024	0,0025	0,0022	0,0024

В табл. 2. по [7] даны номинальные и обмоточные данные, а также результаты расчета постоянных времени для двигателей серии *МТКФ*. В табл. 3 приведены результаты расчета для асинхронных двигателей серии *4МТКФ(Н)*, номинальные и обмоточные данные которых взяты в [8].

По результатам исследований на рис. 4 для двигателей *VEM-motors* приведены кривые изменения электромагнитной постоянной времени обмотки ста-

тора (*a*) от номинальной мощности двигателя для случаев скалярного T_3 и векторного управления $T_{13} = T'_i$, цепи ротора $T_2 = T_r$ (б) и электромеханической постоянной времени T_{M1} , T_{M2} (в).

Аналогичные кривые для отечественных двигателей серии *МТКФ* и *4МТКФ(Н)* приведены на рис. 5 под теми же индексами (а-в).

Таблица 2

Тип двигателя с ПВ 25% <i>МТКФ</i> , $U_H = 380$ В	011-6	012-6	111-6	112-6	211-6	311-6	312-6	411-6	412-6
P_H , кВт	1,7	2,7	4,1	5,8	9,0	13,0	17,5	27,0	36,0
I_H , А	5,8	8,2	10,9	15,5	23,3	32,3	40,5	61	81,0
I_0 , А	4,17	5,30	7,30	9,60	11,65	19,30	29,80	31,30	42,10
$\cos\varphi_0$	0,166	0,14	0,125	0,105	0,085	0,092	0,085	0,077	0,069
n_H , об/мин	835	835	850	870	840	895	915	915	920
$\cos\varphi$	0,61	0,60	0,71	0,65	0,69	0,69	0,71	0,73	0,82
η , %	61,0	65,0	73,0	74,0	78,0	77,5	81,0	82,5	82,5
GD^2 , кгм ²	0,08	0,11	0,18	0,26	0,44	0,85	1,2	1,9	2,55
M_K , Нм	42	67	105	175	220	390	600	780	1000
R_1 , Ом	5,78	3,63	2,1	1,26	0,755	0,48	0,23	0,197	0,124
R'_2 , Ом	7,45	5,38	3,26	2,19	1,62	0,8	0,477	0,327	0,236
X_{1S} , Ом	3,6	2,51	1,93	1,26	1,05	0,645	0,334	0,287	0,197
X'_{2S} , Ом	3,17	2,32	2,76	2,06	1,02	0,555	0,356	0,348	0,251
Динамические параметры частотно-регулируемого электропривода									
$T_{13}=T'_i$, с	0,0017	0,0018	0,0029	0,0032	0,0029	0,0031	0,0032	0,0039	0,0041
T_3 , с	0,0038	0,0036	0,0050	0,0052	0,0043	0,0051	0,0049	0,0065	0,0063
$T_2=T_r$, с	0,0357	0,0386	0,0472	0,0533	0,0579	0,0706	0,0766	0,1064	0,1094
T_{M1} , с	0,0209	0,0191	0,0142	0,0120	0,0192	0,0177	0,0172	0,0157	0,0169
T_{M2} , с	0,0178	0,0154	0,0153	0,0139	0,0180	0,0168	0,0146	0,0150	0,0143

Таблица 3

Тип двигателя с ПВ 40% <i>4МТКФ(Н)</i> , $U_H = 380$ В	112L6	112LB6	132L6	132LB6	160L6	160LB6	200L6	200LB6
P_H , кВт	2,2	3,7	5,5	7,5	11	15	22	30
I_H , А	6,8	10,6	13,6	18,3	29	36,5	51	70
I_0 , А	4,81	7,97	8	10,1	20,4	22,7	31,3	42,1
$\cos\varphi_0$	0,135	0,125	0,13	0,11	0,12	0,1	0,08	0,077
n_H , об/мин	880	870	900	900	910	930	935	935
η , %	не указывается							
J , кгм ²	0,035	0,045	0,09	0,011	0,23	0,28	0,57	0,68
M_K , Нм	64	114	155	225	395	560	760	980
R_1 , Ом	2,97	1,55	1,07	0,68	0,35	0,236	0,235	0,132
R'_2 , Ом	5,48	3,51	2,0	1,49	0,65	0,51	0,23	0,2
X_{1S} , Ом	3,11	1,95	1,3	0,98	0,59	0,42	0,27	0,33
X'_{2S} , Ом	2,13	1,08	1,35	0,79	0,76	0,38	0,31	0,1
σ_1	1,084	1,073	1,056	1,053	1,087	1,051	1,052	1,049
Динамические параметры частотно-регулируемого электропривода								
$T_{13}=T'_i$, с	0,0020	0,0020	0,0028	0,0027	0,0034	0,0035	0,0040	0,0042
T_3 , с	0,0035	0,0031	0,0046	0,0041	0,0054	0,0052	0,0087	0,0072
$T_2=T_r$, с	0,0415	0,0388	0,0684	0,0720	0,0821	0,0936	0,1507	0,1268
T_{M1} , с	0,0261	0,0213	0,0213	0,0201	0,0179	0,0160	0,0144	0,0162
T_{M2} , с	0,0184	0,0151	0,0162	0,0145	0,0188	0,0133	0,0173	0,0151

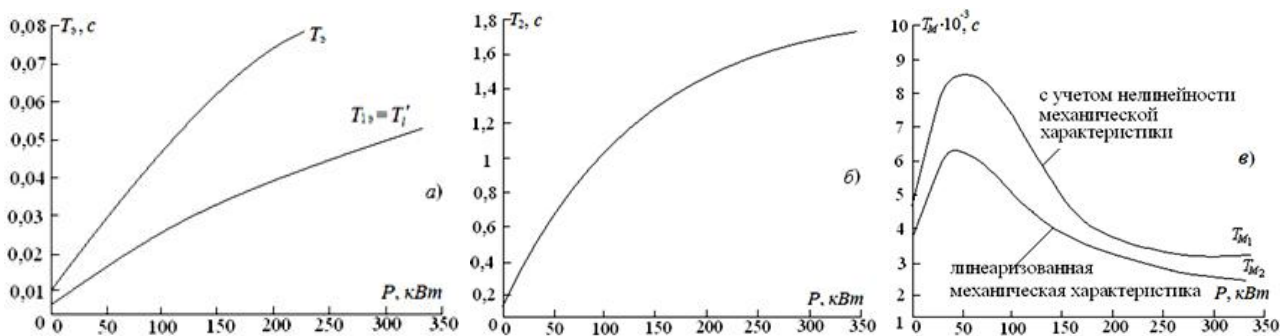


Рис. 4. Кривые изменения динамических параметров АД фирмы *VEM – Motors*

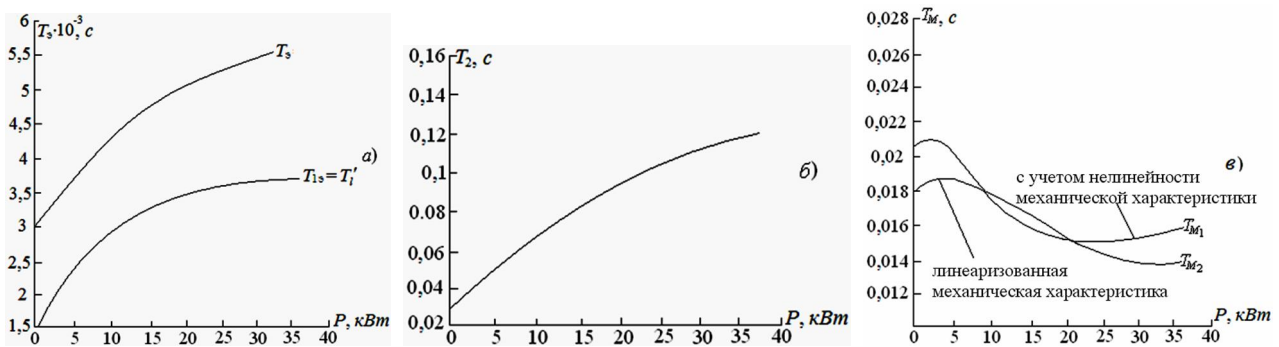


Рис. 5. Кривые изменения динамических параметров АД серий *MTKF* и *MTKF(H)*

Отметим, что для электромеханической постоянной времени одна кривая рассчитана с учетом нелинейности механической характеристики электропривода T_{M1} , а вторая при ее линейризации – T_{M2} .

Кроме того все расчеты проводились для шести-полюсных машин, имеющих синхронную скорость 1000 об/мин.

На основании проведенных исследований можно указать границы изменения постоянных времени и их фактические значения, существенно отличающиеся от соответствующих величин для тиристорных электроприводов постоянного тока. Эти границы при изменении номинальной мощности АД фирмы *VEM-motors* от 2,1 до 315 кВт выглядят следующим образом:

$$T_{13} = 0,0032 \div 0,055 \text{ с}; T_3 = 0,009 \div 0,1 \text{ с};$$

$$T_2 = 0,145 \div 1,5 \text{ с}; T_M = 0,0098 \div 0,0033 \text{ с}.$$

Для машин серии *MTKF* и *4MTKF(H)* при изменении мощности от 1,7 до 30 кВт исследуемые постоянные времени находятся в пределах:

$$T_{13} = 0,0017 \div 0,0041 \text{ с}; T_3 = 0,0035 \div 0,0072 \text{ с};$$

$$T_2 = 0,035 \div 0,15 \text{ с}; T_M = 0,026 \div 0,014 \text{ с}.$$

ВЫВОДЫ

Авторы надеются, что полученные результаты послужат дальнейшему более широкому внедрению частотно-регулируемых асинхронных электроприводов для различных механизмов отечественной промышленности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Слежановский О.В., Дацковский И.С., Кузнецов И.С. и др. Системы подчиненного регулирования электропривода переменного тока с вентильными преобразователями. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 256 с.
2. Терехов В.М., Осипов О.М. Системы управления электроприводов. – М.: Издательский центр "Академия", 2006. – 304 с.
3. Ключев В.И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 2001. – 704 с.
4. Соколовский Г.Г. Электроприводы переменного тока с частотным регулированием. – М.: Издательский центр "Академия", 2006. – 265 с.
5. Перельмутер В.М. Прямое управление моментом и током двигателей переменного тока. – Х.: Основа, 2004. – 210 с.

6. Blaschke F., The principle of field orientation as applied to the new transvector closed loop control for rotating machines. Siemens Review, v.39, № 5, 1972, p. 217-220.

7. Крановое электрооборудование: Справочник. Под ред. А.А. Рабиновича. – М.: Энергия, 1979. – 240 с.

8. Яуре А.Г., Певзнер Е.М. Крановый электропривод. Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 344 с.

Bibliography (transliterated): 1. Slezhanovskij O.V., Dackovskij I.S., Kuznecov I.S. i dr. Sistemy podchinennogo regulirovaniya `elektroprivoda peremennogo toka s ventil'nymi preobrazovatelyami. - M.: `Energoatomizdat, 1983. - 256 s. 2. Terehov V.M., Osipov O.M. Sistemy upravleniya `elektroprivodov. - M.: Izdatel'skij centr "Akademija", 2006. - 304 s. 3. Klyuchev V.I. Teoriya `elektroprivoda. - M.: `Energoatomizdat, 2001. - 704 s. 4. Sokolovskij G.G. `Elektroprivody peremennogo toka s chastotnym regulirovanijem. - M.: Izdatel'skij centr "Akademija", 2006. - 265 s. 5. Perel'muter V.M. Pryamoe upravlenie momentom i tokom dvigatelej peremennogo toka. - H.: Osnova, 2004. - 210 s. 6. Blaschke F., The principle of field orientation as applied to the new transvector closed loop control for rotating machines. Siemens Review, v.39, № 5, 1972, p. 217-220. 7. Kranovoe `elektrooborudovanie: Spravochnik. Pod red. A.A. Rabinovicha. -M.: `Energiya, 1979. - 240 s. 8. Yaure A.G., Pevzner E.M. Kranovyyj `elektroprivod. Spravochnik. - M.: `Energoatomizdat, 1988. - 344 s.

Поступила 20.06.2011

Акимов Леонид Владимирович, д.т.н., проф.,

Котляр Владимир Олегович,

Литвиненко Дмитрий Григорьевич

Национальный технический университет

"Харьковский политехнический институт"

кафедра "Автоматизированные электромеханические системы"

61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21

тел. (057) 707-64-45, e-mail: dililne@mail.ru

Akimov L.V., Kotlyarov V.O., Litvinenko D.G.

Dynamic parameters of variable-frequency drive asynchronous motors.

In the article, various designations of physical quantities used in scientific and technical literature for description of vector and scalar control systems are unified. Actual values of dynamic parameters of machines are defined on examples of domestic and foreign serial asynchronous motors.

Key words – asynchronous motors, vector and scalar control, dynamic parameters.

ВЛИЯНИЕ ФОРМЫ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ МАГНИТОПРОВОДА ЭЛЕКТРОМАГНИТА ПОСТОЯННОГО ТОКА НА ЕГО БЫСТРОДЕЙСТВИЕ

У статті розглянуто питання розрахунку швидкодії електромагніта постійного струму в залежності від форми поперечного перетину осердя. Наведені якісні та кількісні характеристики.

В статті розглядається питання розрахунку швидкодії електромагніта постійного струму в залежності від форми поперечного сечення магнітопровода. Приведені якісні та кількісні характеристики.

ВВЕДЕНИЕ

Из литературы [1], известно, что за счет значительного влияния вихревых токов, массивные электромагниты постоянного тока имеют довольно значительные времена срабатывания. Одним из возможных методов уменьшения времени срабатывания таких электромагнитов является изготовление сердечника с вырезами специальной формы [1]. Проверить эффективность такого решения теоретически довольно затруднительно, так как для этого необходимо решить задачу о распределении электромагнитного поля в нелинейной среде в нестационарном режиме. Поэтому, в [1] влияние вихревых токов предлагается учитывать введением короткозамкнутых контуров с нескорым эквивалентным активным сопротивлением, охватывающим магнітопровод без потерь. Такой учет влияния вихревых токов неточен по следующей причине. Из теории электромагнитного поля известно, что сопротивление в установившемся синусоидальном режиме для магнітопровода радиуса a при явно выраженном поверхностном эффекте представляет собой комплексную величину [2]:

$$Z = r + j \cdot x = \frac{l}{\sigma \cdot 2 \cdot \pi \cdot a \cdot z_0} + j \cdot \frac{l}{\sigma \cdot 2 \cdot \pi \cdot a \cdot z_0}, \quad (1)$$

где σ – проводимость материала; a – радиус; z_0 – глубина проникновения.

Эквивалентная глубина проникновения определяется по формуле:

$$z_0 = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \sigma}}, \quad (2)$$

где ω – круговая частота; μ – магнитная проницаемость.

Так как круговая частота отражает скорость изменения величины, то очевидно, что в переходных режимах работы электромагнита, а таковым является режим его срабатывания, "глубина проникновения" будет изменяться величиной. Переменной величиной будет и относительная магнитная проницаемость, что еще в большей степени влияет на величину z_0 .

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Целью данной статьи является проведение сравнительного анализа скорости нарастания магнитного потока в тороидальном магнітопроводе с распределенной обмоткой, включаемой на постоянное напряжение при разных формах поперечного сечения магнітопровода.

На рис. 1 показаны расчетные сечения магнітопроводов с намагничивающей катушкой.

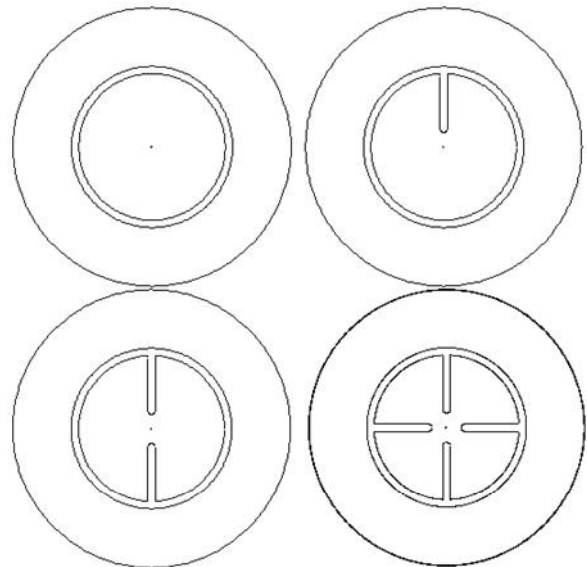


Рис. 1. Расчетные формы магнітопровода

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ФОРМУЛИРОВКА ЗАДАЧИ

Математическую постановку задачи в общем виде можно сформулировать следующим образом: "Рассчитать переходный процесс изменения параметров в ферромагнитном магнітопроводе при подключении намагничивающей катушки на постоянное напряжение". Причем, задача будет решаться в осесимметричной системе координат, центр которой совпадает с центром тора, а центр сечения магнітопровода расположен на расстоянии R от начала координат.

В этом случае расчетное уравнение в общем виде для всех областей будет выглядеть:

$$\sigma \cdot \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \times \left(\frac{1}{\mu_0 \cdot \mu_r} \cdot \nabla \times \vec{A} \right) = \vec{J}, \quad (3)$$

где \vec{A} – векторный магнитный потенциал; \vec{J} – плотность тока сторонних источников.

Уравнение электрической цепи:

$$L_e \cdot \frac{di(t)}{dt} + R_e \cdot i(t) + E(t) = U, \quad (4)$$

где L_e – индуктивность внешней цепи; R_e – активное сопротивление катушки; $i(t)$ – ток катушки; $E(t)$ – противо – ЭДС; U – напряжение цепи.

В (4) выражение для $E(t)$ может быть получено на основании закона Фарадея:

$$E(t) = -w \cdot \int_S \frac{\partial \vec{B}_\varphi}{\partial t} \cdot d\vec{S}, \quad (5)$$

где w – число витков катушки; B_φ – магнитная индукция; S – площадь поверхности, пронизываемая B_φ .

В (3) значение сторонней плотности тока в катушке будет определяться по формуле:

$$\vec{J} = \vec{e}_r \cdot \frac{i(t) \cdot w}{Sk} \cdot \sin(\alpha) - \vec{e}_z \cdot \frac{i(t) \cdot w}{Sk} \cdot \cos(\alpha), \quad (6)$$

где S_k – площадь протекания тока по катушке.

Значения тригонометрических функций в (6) определяются по формулам:

$$\sin(\alpha) = \frac{z}{\sqrt{(r-R)^2 + z^2}}, \cos(\alpha) = \frac{(r-R)}{\sqrt{(r-R)^2 + z^2}}, \quad (7)$$

где R – расстояние от начала координат до центра сечения магнитопровода; r, z – текущие координаты в пределах сечения катушки.

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ ДЛЯ РАСЧЕТА

В качестве исходных данных принимались следующие значения: диаметр сердечника – 40 мм; ширина катушки – 16 мм; расстояние от начала координат до центра магнитопровода – 60 мм; число витков катушки – 470; сопротивление катушки – 7 Ом; индуктивность внешней цепи – $1 \cdot 10^{-5}$ Гн; напряжение сети – 200 В; время окончания счета – 3 мс. Зависимость относительной магнитной проницаемости от значения магнитной индукции задавалось в следующей форме:

$$\mu_r = 3000 \cdot \exp(-1.13 \cdot B^2) + 1. \quad (8)$$

Графический вид зависимости приведен на рис. 2.

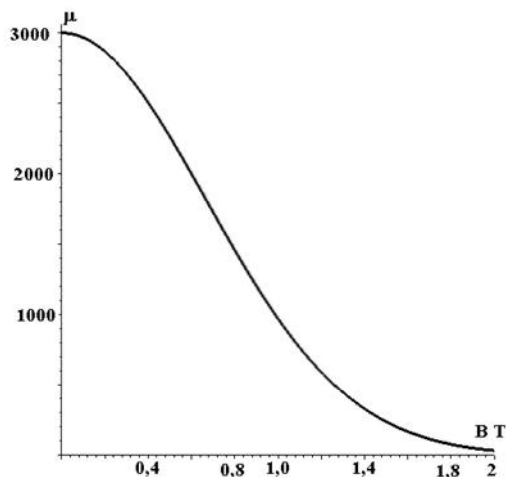


Рис. 2. Кривая магнитной проницаемости

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

Решение задачи осуществлялось методом конечных элементов в специализированном программном комплексе.

Если принять, что критерием быстродействия электромагнитного механизма постоянного тока является скорость нарастания потока в сердечнике (квадрат потока пропорционален значению тяговой силы), то сравнительный анализ этой характеристики позволит определить влияние формы сечения на быстродействие. Результаты такого сравнительного расчета показаны на рис. 3, где значения потоков представлены в относительных единицах в зависимости от количества вырезов.

Как следует из рис. 3, увеличение числа вырезов увеличивает скорость нарастания магнитного потока.

Известно [2], что мгновенное значение электрического сопротивления, привносимого в цепь магнитопроводом можно определить по формуле:

$$Z_e(t) = \frac{E(t)}{i(t)}, \quad (9)$$

где $Z_e(t)$ – мгновенное значение электрического сопротивления; $i(t)$ – мгновенное значение потока.

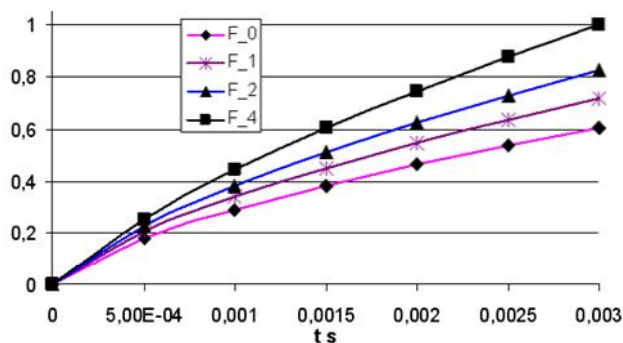


Рис. 3. Относительные значения потоков для сечений различной формы

На рис. 4 построены такие значения для магнитопроводов, показанных на рис. 1.

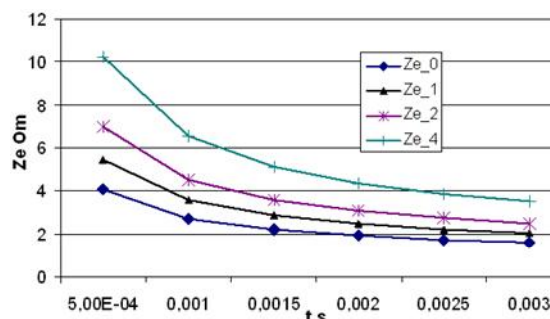


Рис. 4. Значения электрического сопротивления, привносимого в цепь магнитопроводом

На рис. 5 показано распределение магнитной индукции в сечении через 3 мс после включения катушки.

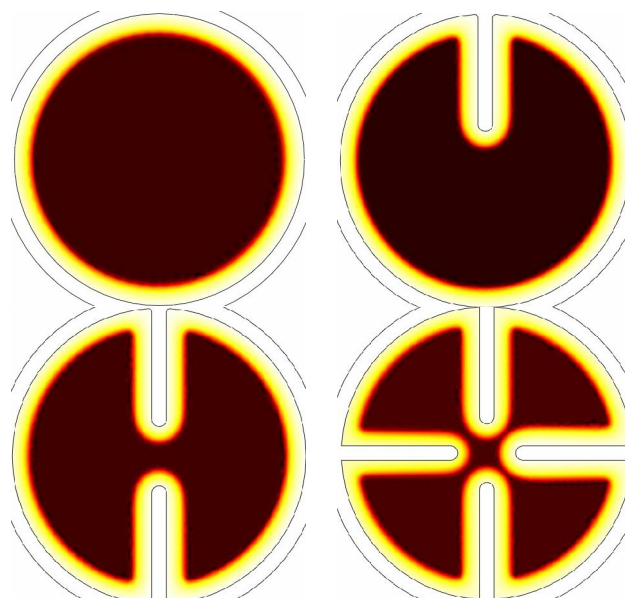


Рис. 5. Распределение индукции в магнитопровode

Необходимо отметить, что все расчеты были проведены для случая замкнутого магнитопровода. Для выяснения влияния формы сердечника на скорость нарастания магнитного потока в самом общем

случае, необходимо построить модель с учетом немагнитного зазора в магнитопроводе.

На основании закона Кирхгофа для магнитной цепи для магнитопровода с воздушным зазором можно предположить, что эквивалентное магнитное сопротивление в этом случае будет суммой магнитного сопротивления магнитопровода и воздушного зазора:

$$R_e = R_m + R_\delta = \frac{L}{\mu_0 \cdot \mu_r \cdot S} + \frac{\delta}{\mu_0 \cdot S}, \quad (10)$$

где L – средняя длина магнитной силовой линии; S – сечение магнитопровода; δ – величина воздушного зазора.

В этом случае можно говорить об эквивалентной относительной магнитной проницаемости равной:

$$\mu_{re} = \mu_r / \left(1 + \frac{\delta}{L} \cdot \mu_r \right). \quad (11)$$

Так, к примеру, при величине воздушного зазора в 3 мм, величина максимальной магнитной проницаемости снижается с 3000 до 120 единиц. На рис. 6 приведен график эквивалентной относительной магнитной проницаемости в зависимости от величины воздушного зазора.

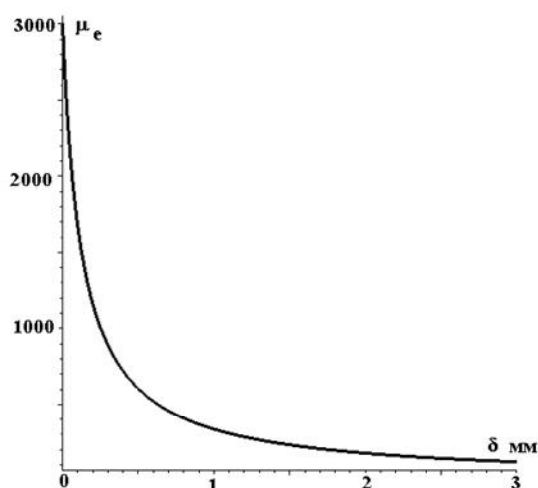


Рис. 6. Зависимость эквивалентной магнитной проницаемости от величины воздушного зазора

На рис. 7 приведены значения потока в относительных единицах с учетом эквивалентной магнитной проницаемости для двух форм магнитопровода.

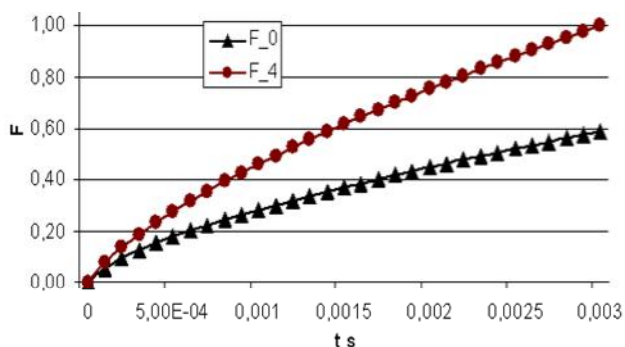


Рис. 7. Нарастание магнитных потоков для сплошного сечения и сечения с четырьмя разрезами

На рис. 8 приведены картины распределения магнитной индукции через 1 мс и 3 мс по сечению магнитопровода.

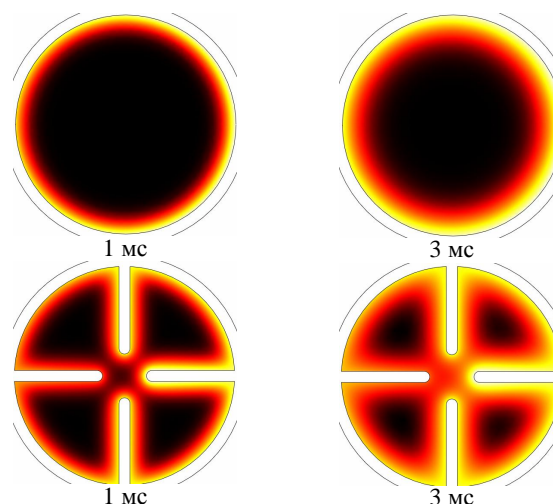


Рис. 8. Распределение магнитной индукции по сечению магнитопровода в моменты времени 1 мс и 3 мс

ВЫВОДЫ

1. Скорость нарастания магнитного потока существенно зависит от формы поперечного сечения магнитопровода.
2. Электрическое сопротивление, привносимое в электрическую цепь магнитной системой, не является постоянной величиной и замена влияния вихревых токов эквивалентным активным сопротивлением возможно только для приближенных расчетов.
3. Наличие воздушного зазора не влияет на соотношение потоков.
4. В сердечнике с вырезами поперечное сечение магнитопровода используется более эффективно в переходных режимах, что способствует уменьшению времени срабатывания электромагнита.
5. Увеличение потока в сердечнике с вырезами происходит не за счет уменьшения вихревых токов (они возрастают), а за счет увеличения эффективного мгновенного сечения магнитопровода равного периметру, умноженному на мгновенное значение глубины прониновения магнитного потока.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Клименко Б.В. Форсированные электромагнитные системы. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 160 с.
2. Нейман Л.Р., Калантаров П.Л. Теоретические основы электротехники. – Л-д.; Госэнергоиздат, 1948. – 343 с.

Bibliography (transliterated): 1. Klimenko B.V. Forsirovannyye `elektromagnitnyye sistemy. - M.; `Energoatomizdat, 1989. - 160 s. 2. Nejman L.R., Kalantarov P.L. Teoreticheskie osnovy `elektrotehniki. - L-d.; Gos`energoizdat, 1948. - 343 s.

Поступила 05.01.2011

Байда Евгений Иванович, к.т.н., доц.
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
кафедра "Электрические аппараты"
61002, Харьков, ул. Фрунзе 21
тел. (057) 707-69-76, e-mail: baida@kpi.kharkov.ua

Bayda E.I.

Effect of a dc electromagnet magnetic conductor sectional shape on its speed.

The paper considers a DC electromagnet speed computation problem as function of the magnetic conductor sectional shape. Qualitative and quantitative characteristics are given.

Key words – DC electromagnet dynamics, electromagnet speed, magnetic conductor sectional shape.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НИЗКОВОЛЬТНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЛИНИИ С РАСПРЕДЕЛЕННОЙ НАГРУЗКОЙ

У статті розглянуто математичну модель низьковольтної силової мережі з розподіленими вздовж мережі споживачами. Наведена електрична схема та приклади застосування.

В статье рассмотрена математическая модель низковольтной силовой цепи с распределенными вдоль линии потребителями. Приведена электрическая схема и примеры использования модели.

В связи с изменением конфигурации потребителей электроэнергии, появлением дорогостоящих бытовых электроприборов чувствительных к качеству электроэнергии, требования к количеству и качеству защит существенно изменилось и переросло в необходимость системного подхода к построению защит в низковольтных электрических сетях.

Имеющийся спектр защит предполагает: защиты от токов перегрузки; защиты от межфазных коротких замыканий с уставками по току и Джоулеву интегралу; от предельных токов КЗ; защиты от различных коротких замыканий на землю; защита от удаленных КЗ; защита от обрыва фазы и нулевого провода, распознавание "затянувшегося" пуска двигателя и т.д.

Реализации указанного спектра защит предполагает должна предусматривать условия нормального функционирования потребителей, конкретной электрической сети и энергосистемы в целом.

Для этого, прежде всего, необходимо иметь четкое представление о протекающих процессах и критериях, по которым эти защиты будут осуществляться. Как показывает опыт, анализ процессов в простой трехфазной электрической цепи (источник питания, сопротивления

фаз и нулевого провода) не даёт ответа на поставленные вопросы. Необходима более сложная модель низковольтной электрической цепи, в которой можно моделировать различные режимы ее работы. В таком контексте актуальность задачи не вызывает сомнения.

В [1] в качестве примера низковольтной линии электропередачи с распределенной вдоль линии нагрузкой была рассмотрена одна из схем с четырьмя группами потребителей. Для получения числовых значений параметров был проведен соответствующий расчет установившегося режима такой схемы в системе MAPLE на основании уравнения Кирхгофа. Однако, как показала дальнейшая работа, такое решение проблемы является неприемлемым. В частности, при любом изменении числа контуров, подключении дополнительных объектов, необходимо заново перезаписывать систему уравнений, что при достаточно большом количестве контуров весьма затруднительно.

В этой связи наилучшим вариантом является использование системы MATLAB. На рис.1 показана такая схема в упрощенном варианте, составленная в указанной среде.

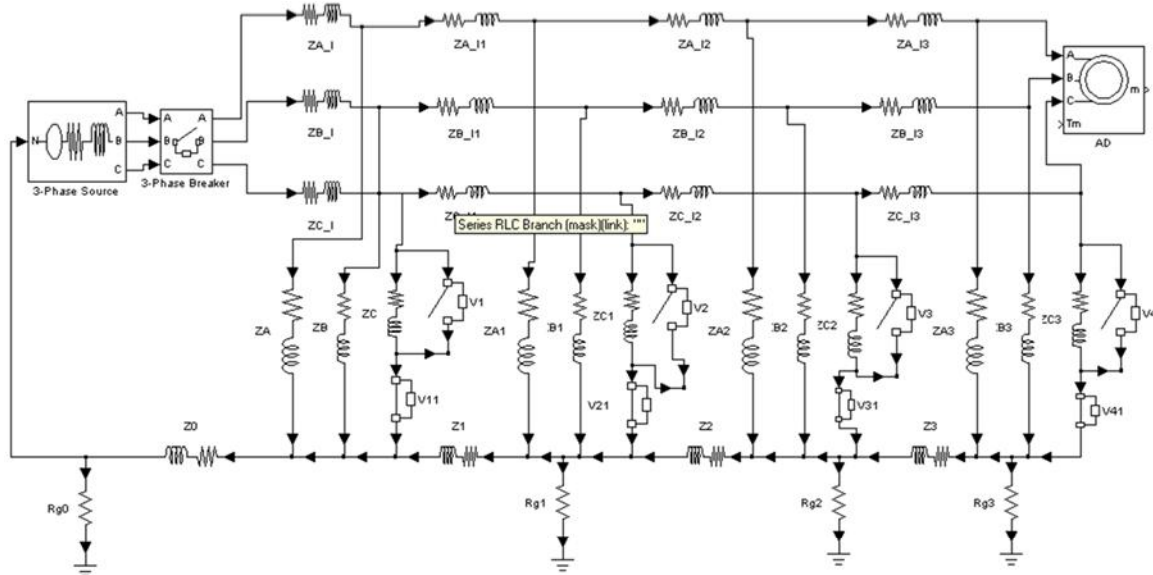


Рис. 1. Расчетная схема линии с распределенной нагрузкой

На рис. 1 показаны: ZA, ZB, ZC – фазные нагрузки; ZA_1, ZB_1, ZC_1 – сопротивления участков линии; Z0-Z3 – сопротивления нулевого провода; Rg – сопротивления заземления; AD – асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором; V – коммутационные

элементы переключения участков схемы.

В схеме используется трехфазный источник с внутренним сопротивлением и действующим значением линейного напряжения порядка 430 В. Коэффициенты мощности линии – 0,9, нагрузок – 0,8.

С помощью приведенной схемы были построены модели несколько аварийных режимов работы линии.

1. Режим короткого замыкания нагрузки ZC3.

На рис. 2 показаны результаты расчета линейных токов в случае короткого замыкания в фазе С.

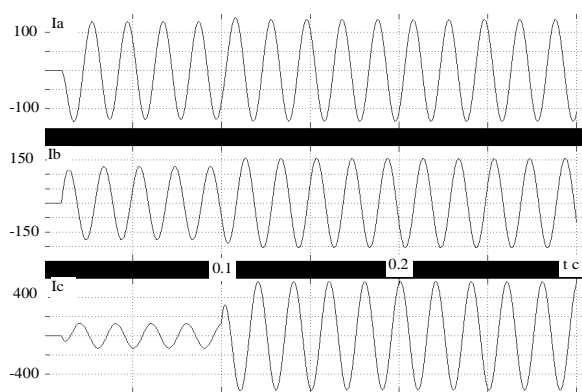


Рис. 2. Значения линейных токов в начале линии

На рис. 3 показаны значения напряжений на нагрузке ZA3, ZB3, ZC3.

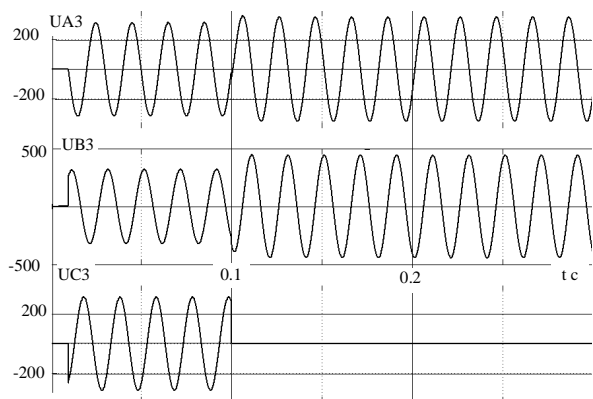


Рис. 3. Напряжения на нагрузках

На рис. 4 приведено изменение суммарной мощности сети.

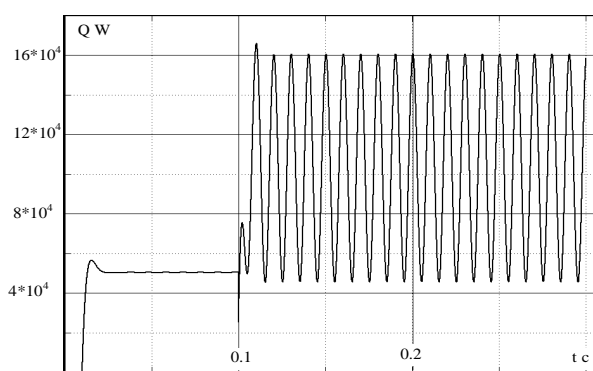


Рис. 4. Значение мощности сети

Из рис. 3 следует, что в соседних фазах (фаза А, В) возникают перенапряжения, которые уменьшаются по мере удаления от места КЗ к началу линии. В фазе С напряжение изменяется от нуля (место короткого замыкания) до 140 В в начале линии.

2. Моделирование процесса короткого замыкания на землю на выходе источника питания (трансформатора).

При моделировании таких процессов существенное значение имеет величина сопротивления заземления, которая по нормам для низковольтных цепей должна быть не более 4 Ом.

2.1. В случае однофазного КЗ на землю при таких значениях сопротивления, несколько возрастает потребляемая мощность (рис. 5).

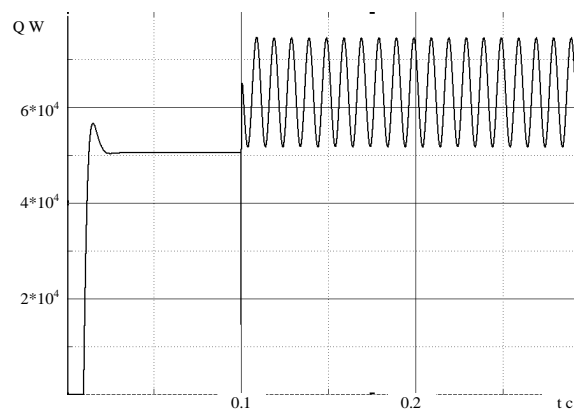


Рис. 5. Однофазное КЗ в начале линии

При этом токи линии и напряжения на нагрузках в неаварийных фазах практически не изменяются, а ток аварийной фазы увеличивается в 1.4 раза. Такой же режим, но происходящий в конце линии приводит к аналогичным результатам.

2.2. Трехфазное КЗ на землю. Токи линии для случая трехфазного КЗ в начале линии показаны на рис. 6.

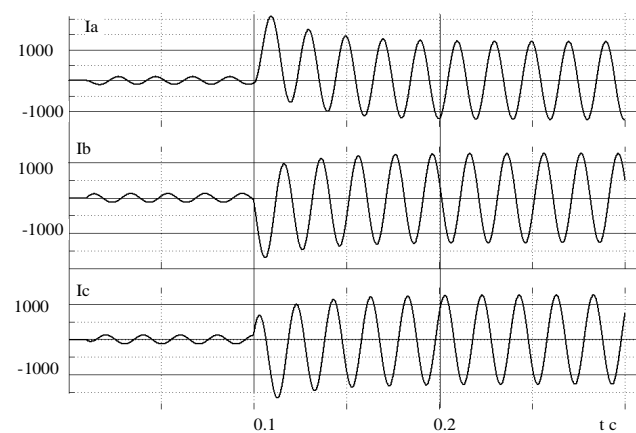


Рис. 6. Трехфазное КЗ в начале линии

Трехфазное КЗ в конце линии приводит к похожим результатам – напряжения на нагрузках уменьшаются до недопустимого значения, но мощность, потребляемая линией существенно возрастает, в отличие от первого случая. На рис. 7 показаны значения токов в линии. Из рис. 7 следует, что время переходного процесса уменьшается, уменьшается так же ударное значение тока.

3. Моделирование процесса пуска асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором.

3.1. Моделирование нормального пуска двигателя мощностью 3 кВт и противодействующим моментом 20 Н·м. На рис. 9 показаны значения токов линии (пуск двигателя в момент времени 0.05 с).

Как показывает моделирование, значение напряжения на входе линии в момент пуска уменьшается на 12 %. На рис. 10 показана суммарная мощность на входе линии.

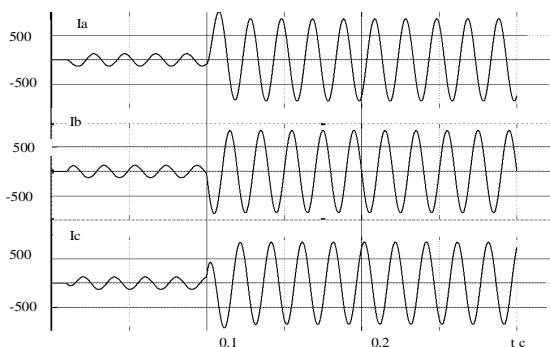


Рис. 8. Токи при трехфазном КЗ в конце линии

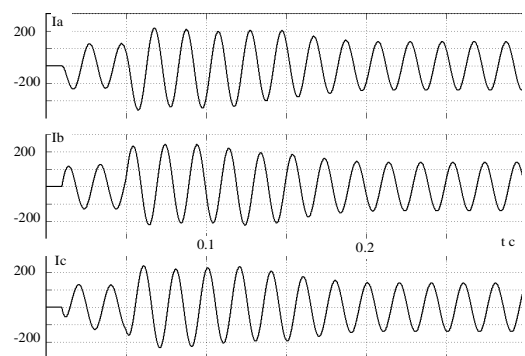


Рис. 9. Токи линии при нормальном пуске двигателя

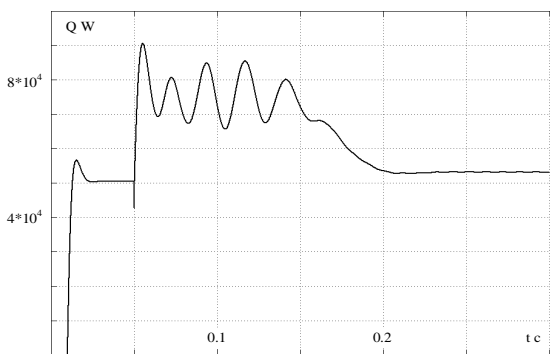


Рис. 10. Мощность при пуске двигателя

3.2. "Затянувшийся" пуск двигателя.

Суммарная мощность на входе линии показана на рис. 11.

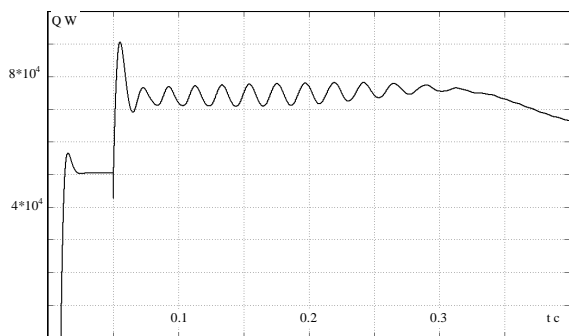


Рис. 11. Осциллограмма "затянувшегося" пуска двигателя

Осциллограмма линейных токов приведена на рис. 12.

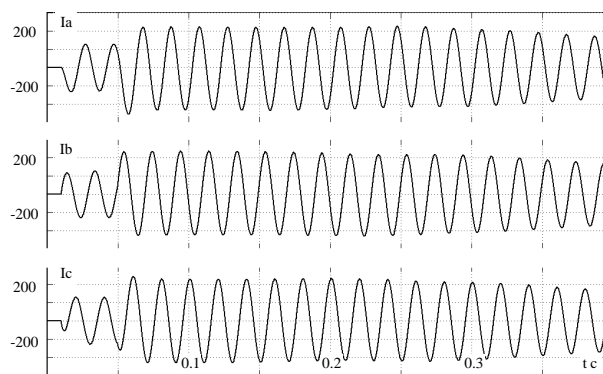


Рис. 12. Графики изменения тока линии при длительном пуске двигателя

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная математическая модель позволяет моделировать различные переходные процессы в электрических сетях низкого напряжения.

Практическая полезность такой модели заключается в возможности моделирования любых возможных режимов работы электрической сети с целью разработки программ реконструкции и модернизации системы защиты низковольтных электрических сетей и формированию новых технических требований к приборам системной защиты.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Байда Е.И., Гапоненко Г.Н., Кобозев А.С. Защита однофазных потребителей от перенапряжений при обрыве нулевого провода // Электротехника і електромеханіка. – 2010. – № 1. – С. 6-10.
2. Черных И.В. SIMULINK: среда создания инженерных приложений / Под общ. ред. к.т.н. В.Г. Потемкина. – М.: ДИАЛОГ-МИФИ, 2003. – 496 с.

Bibliography (transliterated): 1. Bajda E.I., Gaponenko G.N., Kobozev A.S. Zashchita odnofaznyh potrebitel'ej ot perenapryazhenij pri obryve nulevogo provoda // Elektrotehnika i elektromekhanika. - 2010. - № 1. - S. 6-10. 2. Chernyh I.V. SIMULINK: sreda sozdaniya inzhenernyh prilozhenij / Pod obsch. red. k.t.n. V.G. Potemkina. - M.: DIALOG-MIFI, 2003. - 496 s.

Поступила 10.03.2011

Байда Евгений Иванович, к.т.н., доц.
 Национальный технический университет
 "Харьковский политехнический институт"
 кафедра "Электрические аппараты"
 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
 тел. (057) 707-69-76
Гапоненко Геннадий Николаевич, к.т.н.

Bayda E.I., Gaponenko G.N.

A mathematical model of a low-voltage distributed-load line.
 In the article, a mathematical model of a low-voltage power circuit with consumers distributed along the line is introduced. The electric circuit and the model application examples are presented.

Key words – low-voltage line, distributed load, MATLAB simulation.

ОБОСНОВАНИЕ ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТИ СОВМЕСТНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ОБМОТОК ВКЛЮЧЕНИЯ И ОТКЛЮЧЕНИЯ В БИСТАБИЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРИВОДАХ ВАКУУМНЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ

Обґрунтовано можливість й доцільність спільного застосування обмоток вмикання та вимикання при виконанні відповідних операцій вакуумними відмикачами з бістабільними електромагнітними приводами. Наведено порівняльний аналіз розрахункових характеристик бістабільного електромагніта для вакуумного відмикача при роздільному та спільному застосуванню обмоток вмикання та вимикання.

Обоснована возможность и целесообразность совместного использования обмоток включения и отключения при выполнении соответствующих операций вакуумными выключателями с бистабильными электромагнитными приводами. Приведен сравнительный анализ расчетных характеристик бистабильного электромагнита для вакуумного выключателя с раздельным и совместным использованием обмоток включения и отключения.

Введение. Современные электроустановки средних напряжений (6 – 35 кВ) характеризуются большими значениями токов коротких замыканий (КЗ), которые достигают десятков тысяч Ампер. Отключающая способность выключателей, которые защищают эти цепи коротких замыканий, должна отвечать уровню токов КЗ в этих установках.

В настоящее время на рынке выключателей средних напряжений доминируют вакуумные выключатели [1]. К современным вакуумным выключателям предъявляются требования по надежности работы при различных режимах эксплуатации, а также снижения собственного потребления вакуумного выключателя (особое значение это имеет при использовании резервных источников питания, для вакуумного выключателя таким источником члвляется конденсатор).

Как показал обзор конструкций вакуумных вы-

ключателей средних напряжений с бистабильными электромагнитными приводами, в них используются две обмотки – включения и отключения, которые работают попеременно при выполнении соответствующих операций [2].

Целью данной работы является обоснование возможности и целесообразности совместного использования обмоток включения и отключения бистабильных электромагнитных приводов при выполнении операций включения и отключения выключателя.

Одна из известных конструкций бистабильного электромагнита привода вакуумного выключателя [3] в положении «отключено» схематически изображена на рис. 1. На рисунке обозначено: 1 – неподвижная часть магнитопровода; 2 – обмотка включения; 3 – обмотка отключения; 4 – постоянные магниты; 5 – подвижная часть магнитопровода (якорь).

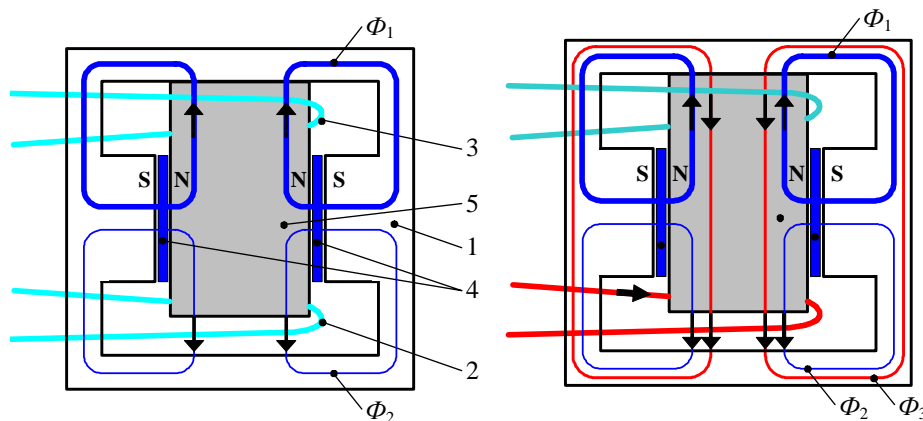


Рис. 1. Эскиз конструкции и схема магнитных потоков в бистабильном электромагните привода выключателя VM1 (ABB) в положении «отключено»: а – с обесточенными обмотками включения и отключения; б – с обесточенной обмоткой отключения и запитанной обмоткой включения.

Намагниченные встречно друг другу постоянные магниты, расположенные в зазоре между неподвижной частью магнитопровода и якорем, создают два магнитных потока – Φ_1 и Φ_2 . Если якорь расположен впрытик к верхнему горизонтальному участку неподвижной части магнитопровода (положение «отключено»), то магнитный поток Φ_1 намного превосходит поток Φ_2 , поэтому результирующая сила притяжения якоря к неподвижной части магнитопровода будет направлена вверх и якорь будет надежно удерживать-

ся в верхнем положении. Если же якорь окажется расположенным впрытик к нижнему горизонтальному участку неподвижной части магнитопровода (положение «овключено»), то поток Φ_1 станет намного меньше потока Φ_2 и результирующая сила притяжения якоря к неподвижной части магнитопровода будет направлена вниз и якорь будет надежно удерживаться в положении «включено». Таким образом, данный электромагнит имеет два устойчивых положения покоя, то есть является бистабильным.

Если через обмотку включения пропустить ток в направлении, показанном на рис. 1,б, то этот ток создаст магнитный поток Φ_3 , который в зазоре между якорем и нижним горизонтальным участком неподвижной части магнитопровода добавится к потоку Φ_2 , а поток в зазоре между якорем и верхним горизонтальным участком неподвижной части магнитопровода уменьшится, поскольку потоки Φ_1 и Φ_3 имеют противоположные направления. При определенном значении тока через обмотку включения суммарный поток в нижнем зазоре превысит поток в верхнем зазоре и, следовательно, сила притяжения якоря к неподвижной части магнитопровода снизу превысит силу притяжения якоря к неподвижной части магнитопровода сверху. В результате подвижная часть магнитопровода начнет двигаться в сторону второго положения покоя и останется в нем после обесточивания обмотки включения. Если после этого пропустить определенный ток через обмотку отключения, то это приведет к возвращению подвижной части магнитопровода в предыдущее положение покоя.

Недостатком рассмотренного электромагнитного привода является большое значение МДС срабатывания как при включении, так и при отключении аппарата, поэтому поиски технических решений, направленных на уменьшение МДС срабатывания бистабильных электромагнитов, являются актуальными.

Предлагаемый способ уменьшения МДС. Ниже рассматривается решение, направленное на уменьшение МДС срабатывания электромагнитного привода выключателя за счет совместного применения обмоток включения и отключения при выполнении соответствующих операций выключателем, а также приводятся результаты расчетов, подтверждающие эффективность этого решения.

Суть решения иллюстрируется схемой магнитных потоков в бистабильном электромагните на рис. 2 и заключается в том, что при осуществлении определенной операции, например, операции включения, ток пропускается не только через обмотку включения в направлении, показанном на рис. 1,б, но и через обмотку отключения в направлении, показанном на рис. 2.

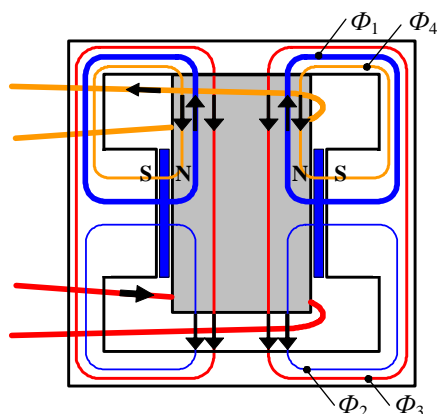


Рис. 2. Схема магнитных потоков в бистабильном электромагните при совместном использовании обеих обмоток при проведении операции включения

В этом случае в магнитопроводе кроме магнитных потоков Φ_1 , Φ_2 и Φ_3 появится еще один поток – Φ_4 ,

который способствует уменьшению суммарного потока в верхнем зазоре, а следовательно к уменьшению силы притяжения якоря к верхнему горизонтальному участку неподвижной части магнитопровода. При этом ток через обмотку отключения, оказывающий размагничивающее действие на участке магнитной цепи с малым зазором, должен быть значительно меньше тока через обмотку включения, который может быть существенно уменьшен по сравнению с током в этой же обмотке при ее использовании без помощи обмотки отключения.

Для возвращения подвижной части в исходное положение следует пропустить ток через обмотку отключения в направлении, противоположном показанному на рис. 2, а через обмотку включения – а значительно меньший ток, чем в обмотке отключения) в направлении, противоположном показанному на рис. 1,б.

В подтверждение эффективности этого решения приведем результаты расчетов стационарных магнитных полей в магнитопроводе бистабильного привода выключателя с различными значениями МДС в нижней и верхней обмотках при выполнении выключателем операций включения и отключения.

Математическая формулировка задачи. Расчеты проводились для электромагнитного привода с осевой симметрией путем численного решения нелинейных дифференциальных уравнений осесимметричного магнитного поля.

Известно, что стационарное магнитное поле осесимметричного электромагнита описывается дифференциальным уравнением для векторного магнитного потенциала:

$$\frac{\partial^2 A}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial A}{\partial r} - \frac{A}{r^2} + \frac{\partial^2 A}{\partial z^2} = -\mu(A) \cdot j(r, z), \quad (1)$$

где A – азимутная составляющая векторного магнитного потенциала; r, z – координаты области магнитного поля; μ – магнитная проницаемость в точке с координатами r, z , которая зависит от значения векторного магнитного потенциала в данной точке; j – плотность тока в точке с координатами r, z .

Областью решения данного является открытое пространство:

$$r \in (0, \infty); z \in (-\infty, \infty) \quad (2)$$

с граничным условием на оси:

$$A(0, z) = 0. \quad (3)$$

Уравнение (1) является нелинейным и не имеет аналитического решения при сложной конфигурации границ, в том числе и для рассматриваемого случая, потому для решения подобных уравнений применяются численные методы, которые реализуются на ЭВМ. В практике расчетов наибольшее распространение получил метод конечных элементов в компьютерном пакете FEMM (Finite Element Method Magnetics). Данный пакет не только позволяет рассчитывать магнитные поля, но и вычислять силы, действующие на отдельные замкнутые объекты.

Анализ полученных данных. В конструкции выключателей с бистабильными электромагнитными приводами обычно применяют рычажные передачи от электромагнитного привода к контактам главных це-

пей, расположенных в вакуумных дугогасительных камерах, причем тарельчатые пружины, которые создают контактное нажатие, регулируются на 2000 Н при начальном касании контактов и приблизительно на 2500 Н при полностью выбранном провале, который составляет 4 мм. Зазор контактов при полностью разомкнутых контактах, когда выключатель находится в положении «отключено», составляет 8 мм. Учитывая коэффициент передачи рычагов (1,5), и наличие трех полюсов, характеристика противодействующих сил (без учета сил трения и тяжести) выглядит так:

- полный ход электромагнита: $(4 + 8) \cdot 1,5 = 18$ мм;
- путь якоря до начального касания: $8 \cdot 1,5 = 12$ мм;
- провал, приведенный к оси электромагнита: $4 \cdot 1,5 = 6$ мм.

- сила начального контактного нажатия, приведенная к оси электромагнита: $(2000 \cdot 3) / 1,5 = 4000$ Н;
- сила конечного контактного нажатия, приведенная к оси электромагнита: $(2500 \cdot 3) / 1,5 = 5000$ Н.

Результаты расчета электромагнита, показанные на рис. 3, свидетельствуют о том, что даже при относительно больших значениях МДС, сила, которая действует на якорь при запитывании только одной обмотки оказывается не достаточной для перемещения якоря в противоположное положение покоя. В то же время при совместном использовании обеих обмоток, сила, действующая на якорь, изменяет знак и обеспечивает перемещение якоря в противоположное положение покоя даже при меньших суммарных значениях МДС, чем те которые указаны на рис. 3.

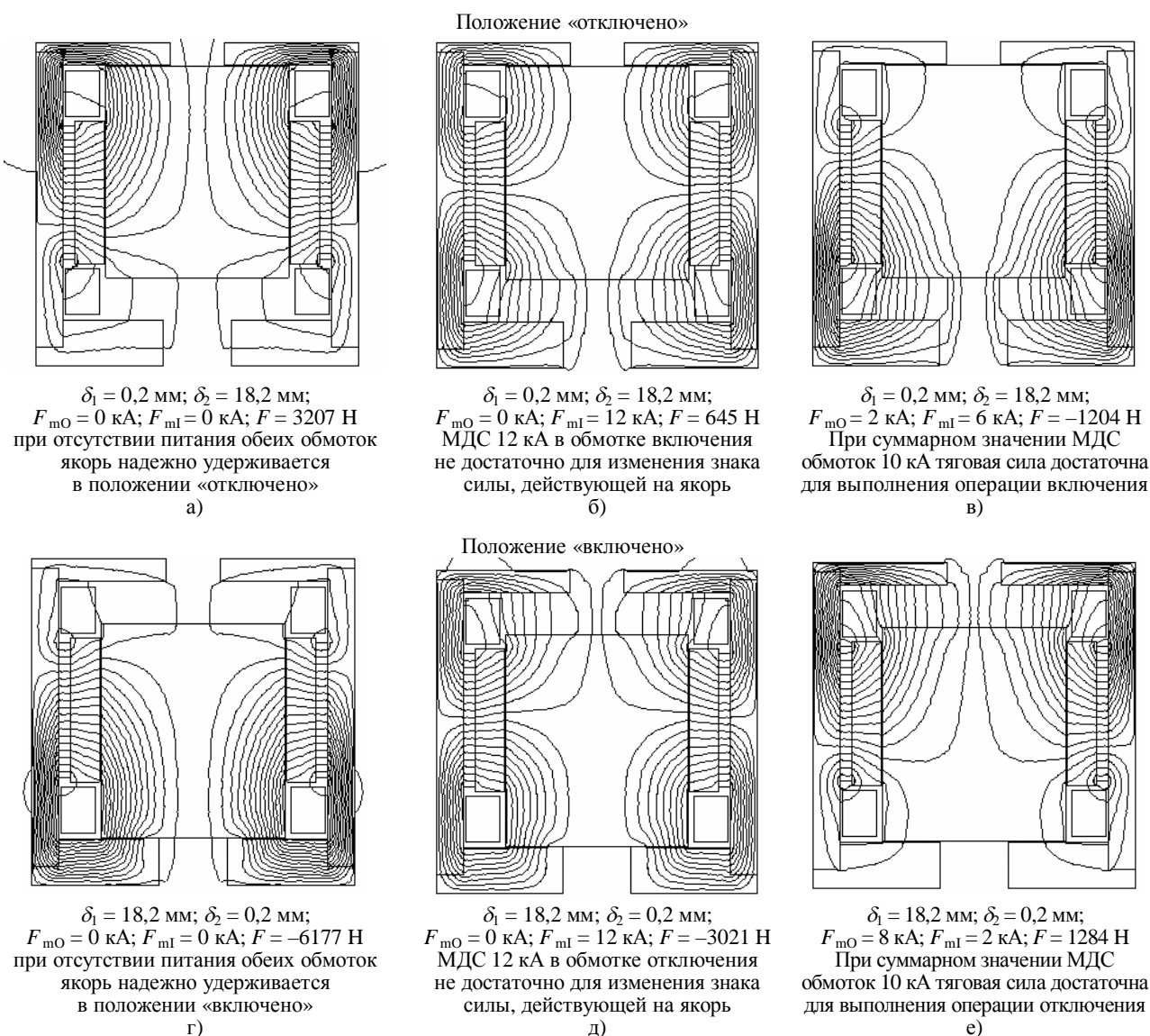


Рис. 3. Результаты расчета магнитного поля и тяговых при различных параметрах бистабильного электромагнита.
 F_{m0} – МДС обмотки отключения (O); F_{m1} – МДС обмотки отключения (I); F – тяговая сила

Следует иметь в виду, что сила сжатия тарельчатых пружин при замыкании главных контактов аппарата противодействует движению якоря электромагнита и к этой силе добавляются сила трения и сила тяжести контактов. В то же время, сила атмосферного давления, действующая на контакты и сила тяжести якоря способствуют движению якоря.

При размыкании главных контактов тарельчатые пружины, напротив, способствуют движению якоря электромагнита. Этому движению также способствует сила тяжести контактов, а сила трения, сила атмосферного давления, действующая на контакты в вакуумных камерах и сила тяжести якоря – противодействуют этому движению.

Анализ расчетов показывает, что при совместном использовании обмоток включения и выключения якорь начинает двигаться при значениях МДС, суммарно существенно меньших, чем значение МДС начала движения при использовании лишь одной обмотки. Но следует учитывать, что начало движения якоря не обязательно приводит к полностью выполненной операции включения, поскольку электромагниту приходится преодолевать большие противодействующие силы тарельчатых пружин после начального касания, вследствие чего при малых значениях МДС обмотки включения подвижная часть может остановиться в положении начального касания контактов.

При больших значениях МДС такое зависание якоря не наблюдается в связи с тем, что на начальном участке движения якорь получает большую кинетическую энергию. При этом силы тарельчатых пружин преодолевается за счет инерции якоря, а на конечном этапе движения еще и МДС постоянных магнитов.

Бистабильный электромагнит с осесимметричным магнитопроводом, как правило, не требует кинетической энергии для преодоления сил тарельчатых пружин даже при наличии тока только в одной обмотке включения в момент начального касания контактов.

На рис. 5 представлены результаты расчета магнитного поля в момент начального касания контактов ($\delta_1 = 12,2$ мм; $\delta_2 = 6,2$ мм) и при запитывании только одной обмотки включения ($F_{m1} = 8$ кА). Тяговая сила, действующая на якорь, при указанных параметрах равна -4270 Н, что достаточно для преодоления сил создаваемых в этот момент тарельчатыми пружинами ($2000 \cdot 3 / 1,5 = 4000$ Н) без участия сил инерции.

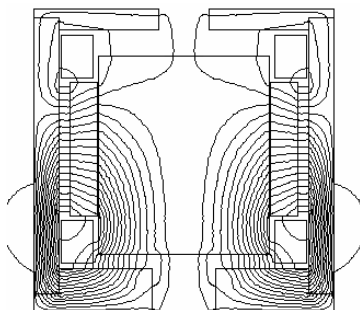


Рис. 5. Результаты расчета магнитного поля в момент начального касания контактов при использовании только одной обмотки включения

Совместное применение обмоток оказывается эффективным не только при выполнении операции включения, но и при выполнении операции отключения. Следует отметить, что начало движения якоря в направлении отключения обычно приводит к полностью выполненной операции отключения, поскольку электромагнитному приводу не приходится преодолевать другие противодействующие силы кроме сил трения.

Приведенные выше теоретические соображения получили экспериментальное подтверждение.

Выводы.

1. Большинство существующих бистабильных электромагнитных приводов, обеспечивает достаточно большую силу удержания при обесточенных обмотках, но имеет и определенные недостатки, главным из которых является значительная МДС срабатывания как при включении, так и при отключении аппарата, что

осложняет процессы коммутации обмоток, требует завышенных параметров накопительного конденсатора, и в ряде случаев делает невозможным выполнение автоматического повторного включения (АПВ) при использовании конденсатора как источника питания.

2. Другим недостатком существующих электромагнитных приводов является то, что процесс отключения может не произойти, если контакты изнашиваются настолько, что тарельчатые пружины, которые обеспечивают контактное нажатие, не сжимаются, следовательно не создают силу, которая способствует процессу размыкания.

3. Техническое решение относительно совместного использования обмоток при операции включения и отключения вакуумного выключателя позволяет существенно уменьшить МДС срабатывания как при включении, так и отключении и обойтись без накопительно конденсатора при оперативных срабатываниях, что обеспечивает гарантированное выполнение АПВ.

4. Проведенные расчеты подтверждают эффективность предложенного технического решения и это утверждение экспериментально подтверждено.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Евдокунин Г.А., Тилер Г. Современная вакуумная коммутационная техника для сетей среднего напряжения. – С.-Петербург: Издательство Сизова М.П., 2002. - 147 с.
2. Гречко А.М., Емельянов В.Л. Аналітичний огляд конструкцій та систем керування вакуумних вимикачів. Вестник НТУ «ХПІ», №12, с. 40-49.
3. Edgar Dullni, Harald Fink, Christian Reuber. Vacuum circuit-breaker with permanent magnetic actuator and electronic control. – <http://www.abb.com>.
4. Клименко Б.В., Гречко А.М., Ереско А.В. Электромагнитный привод с двухпозиционной магнитной защелкой для вакуумного выключателя среднего напряжения. – «Электротехника і Електромеханіка», 2007 р., №6, с. 40-43.

Bibliography (transliterated): 1. Evdokunin G.A., Tiler G. Sovremennaya vakuumnaya kommutatsionnaya tehnika dlya setej srednego napryazheniya. - S.-Peterburg: Izdatel'stvo Sizova M.P., 2002. - 147 s. 2. Grechko A.M., Emel'yanov V.L. Analitichnij oglyad konstrukcij ta sistem keruvannya vakuumnih vimikachiv. Vesnik NTU «HPI», №12, s. 40-49. 3. Edgar Dullni, Harald Fink, Christian Reuber. Vacuum circuit-breaker with permanent magnetic actuator and electronic control. - <http://www.abb.com>. 4. Klivenko B.V., Grechko A.M., Eres'ko A.V. 'Elektromagnitnyj privod s dvuhpozicionnoj magnitnoj zaschelkoj dlya vakuumnogo vyklyuchatelya srednego napryazheniya. - «Elektrotehnika i Elektromehaniка, 2007 r., №6, s. 40-43.

Поступила 25.01.2011

Бугайчук Виктор Михайлович

ТОВ «АВМ ампер»

Украина, Кременчуг, ул. Красина, 6

тел. (057) 3-30-98, e-mail: bvm@abm-amper.com,

Клименко Борис Владимирович, д.т.н, проф.

Емельянов Вадим Леонидович

Национальный технический университет

"Харьковский политехнический институт"

61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21

НТУ "ХПИ", кафедра "Электрические аппараты"

тел. (057) 707-62-81, e-mail: evl@kpi.kharkov.ua,

kbv@kpi.kharkov.ua

Bugaychuk V.M., Klymenko B.V., Emeljanov V.L.

Rationale for sharing on and off windings in a bistable electromagnetic actuator vacuum circuit breaker.

The possibility and feasibility of joint use of the windings on and off when the relevant transactions vacuum circuit breaker with bistable electromagnetic actuators. An analysis of the design characteristics of the bistable solenoid for vacuum circuit breaker you with separate windings, and sharing on and off.

Key words – bistable electromagnetic actuator, vacuum circuit breakers.

РОЗРОБКА СИСТЕМИ НАВЕДЕННЯ І СТАБІЛІЗАЦІЇ З НЕЙРОРЕГУЛЯТОРОМ НА ОСНОВІ МОДЕЛІ АВТОРЕГРЕСІЇ З КОВЗНИМ СЕРЕДНІМ

Виконано синтез системи наведення і стабілізації озброєння легкоброньованих машин з застосуванням нейромережевого регулятора на основі моделі авторегресії з ковзним середнім. Наведена структура і принцип дії нейрорегулятора. Розроблена схема системи наведення і стабілізації з пропорційним регулятором у контурі положення і нейромережевим регулятором у контурі швидкості. Виконаний синтез регулятора NARMA-L2 Controller. Проведено моделювання системи на ЕОМ і виконано аналіз динамічних характеристик системи.

Выполнен синтез системы наведения и стабилизации вооружения легкобронированных машин с применением нейро-сетевого регулятора на основе модели авторегрессии со скользящим средним. Приведена структура и принцип действия нейрорегулятора. Разработана схема системы наведения и стабилизации с пропорциональным регулятором в контуре положения и нейросетевым регулятором в контуре скорости. Выполнен синтез регулятора NARMA-L2 Controller. Проведено моделирование системы на ЭВМ и выполнен анализ динамических характеристик системы.

ВСТУП

Постановка проблеми. Вдосконалення озброєння і систем управління вогнем є одним з найбільш важливих завдань в області підвищення тактико-технічних характеристик бойових машин піхоти і бойових колісних машин. Найбільш ефективним напрямом при модернізації системи управління вогнем є поліпшення системи наведення і стабілізації основно-го і допоміжного озброєння.

Вимоги, що підвищуються, до тактико-технічних характеристик і якості систем управління примушують шукати нові шляхи вдосконалення систем. Останнім часом багатообіцяючою альтернативою класичним методам побудови систем управління нелінійними об'єктами є штучні нейронні мережі. Важливою властивістю штучних нейронних мереж є їх здібність до навчання, що дозволяє отримати простіші рішення для складних задач управління. Крім того, наявність в структурі штучних нейронних мереж нейронів з нелінійними функціями активації дозволяє використовувати їх для вирішення задач управління нелінійними об'єктами, тоді як традиційні методи не забезпечують рішення подібних задач. Побудова системи управління на основі нейрорегулятора зводиться до послідовного вирішення задачі ідентифікації керованого об'єкта шляхом побудови його нейромоделі, а потім до побудови алгоритму управління відповідно до вибраної цілі управління і критерію якості управління.

Аналіз останніх досягнень і публікацій. Нейронні мережі надають альтернативну можливість для реалізації адаптивних, нелінійних систем регулювання, оскільки вони здатні вивчити динамічні взаємозв'язки на основі тренувальних даних, що дозволяє отримати простіші рішення для складних завдань управління [1, 2]. При цьому розрізняють структуровані і неструктуровані варіанти залежно від того, чи формують нейронні мережі елементи матриць аналітичних моделей або безпосередньо копіюють нелінійні взаємозв'язки між вхідними і вихідними сигналами об'єкту. За допомогою простих прямонаправлених нейронних мереж можна апроксимувати будь-які шматково-безперервні функції, унаслідок чого вони можуть бути застосовані для багатьох класів систем. В основному застосовуються два типи прямонаправ-

лених нейронних мереж. Це багатошаровий перцептрон і мережі з радіально-симетричними функціями. [3, 4]. Мережу можна тренувати в режимі online одночасно з процесом регулювання або в режимі offline на основі наперед накопичених тренувальних даних. Для тренування нейронних мереж існує цілий ряд випробуваних методів.

Мета статті. Метою роботи є синтез нейромережевої системи наведення і стабілізації озброєння легкоброньованих машин з нейрорегулятором на основі моделі авторегресії з ковзним середнім, що відповідає заданим технічним вимогам до системи.

1. СХЕМА СИСТЕМИ НАВЕДЕННЯ І СТАБІЛІЗАЦІЇ З НЕЙРОРЕГУЛЯТОРОМ НА ОСНОВІ АВТОРЕГРЕСІЇ З КОВЗНИМ СЕРЕДНІМ

Математичну модель динаміки об'єкту управління системи наведення і стабілізації наведено у роботі [5]. Виконавчий пристрій стабілізатора озброєння складається з підсилювача потужності, приводного двигуна і кінематичного пристрою сполучення. Кінематична схема системи наведення і стабілізації містить пружні елементи, що істотно ускладнює розрахункову схему механічної частини системи, перетворюючи її на багатомасову. Для урахування пружності елементів кінематичного пристрою сполучення, механічна частина системи представлена у вигляді двох-масової системи. Модель складена з урахуванням моментів сухого тертя на валу двигуна і на валу робочого механізму, а також наявності люфту між зубами провідної і відомої шестерні.

У роботі [6] розглянута ефективна реалізація узагальненого управління з прогнозом з використанням багатошарової прямонаправленої нейронної мережі, як нелінійної моделі об'єкту управління. Показано, що завдяки використанню оптимізаційного алгоритма Ньютона-Рафсона, число ітерацій, необхідних для збіжності, значно менше, ніж при використанні інших методів, внаслідок чого алгоритм є швидшим, ніж інші методи, і може використовуватися для управління в режимі реального часу.

У [5, 6] виконано синтез нейромережевої системи наведення і стабілізації озброєння легкоброньованих машин з використанням нейрорегулятора з про-

гнозом NN Predictive Controller. Розроблена двоконтурна система регулювання з нейронною компенсацією нелінійностей виконавчого пристрою стабілізатора озброєння в контурі регулювання швидкості. Регулятор положення може бути пропорційним або пропорційно-диференціальним. У роботах виконаний синтез і дослідження системи з нейромережовим регулятором з передбаченням NN Predictive Controller. Показано, що нейромережева система має високі показники якості функціонування.

Не дивлячись на очевидні достоїнства, управління з прогнозом вимагає великої кількості обчислювальних витрат і є досить складним для практичної реалізації.

Тому розглянемо можливість застосування більш простого регулятора на основі моделі авторегресії з ковзним середнім NARMA-L2 Controller для системи наведення і стабілізації озброєння легкоброньованих машин.

На рис. 1 показана структурна схема нейромережевої системи стабілізації озброєння легкоброньованої машини, розроблена в SIMULINK системи MATLAB. Ця структура включає блок керованого об'єкту Subsystem і блок контролера NARMA-L2 Controller, а також блоки генерації еталонного ступінчастого сигналу з випадковою амплітудою Random Reference, блок побудови графіка.

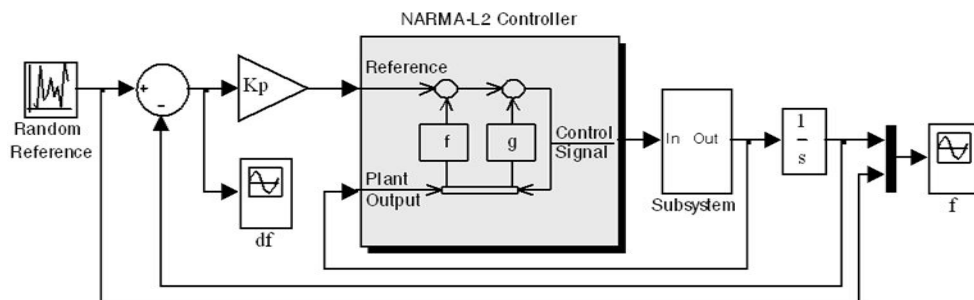


Рис. 1. Схема системи наведення і стабілізації з нейрорегулятором NARMA-L2 Controller

Схема моделі об'єкту управління приведена на рис. 2. Схема складена відповідно до рівнянь динаміки виконавчого пристрою стабілізатора озброєння, приведеними в [6]. У схемі не враховується збурювальний момент, обумовлений коливаннями корпусу носія при пересуванні машини по перетнутій місцевості і люфт між зубами провідної і відомої шестерні.

Схема об'єкту управління складена з урахуванням моменту сухого тертя в підшипниках приводного двигуна і моменту сухого тертя кінематичного пристрою сполучення. Для їх завдання використано два блоки MATLAB Function, призначені для написання виразів на мові MATLAB.

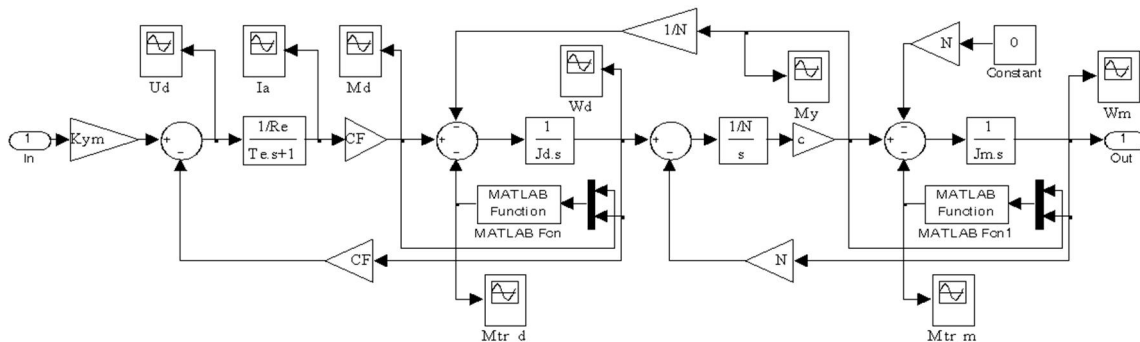


Рис. 2. Схема моделі об'єкту управління (Subsystem)

2. ПРИНЦИП ПОБУДОВИ НЕЙРОРЕГУЛЯТОРА NARMA-L2 CONTROLLER

Нейромережовий регулятор NARMA-L2 використовує як модель керованого об'єкту модель нелінійної авторегресії з ковзним середнім (Nonlinear Autoregressive-Moving Average – NARMA-L2). При синтезі даного регулятора будується дискретна нелінійна модель нелінійного об'єкту управління як авторегресійна модель з ковзним середнім, або NARMA-модель у формі

$$y(k+d) = N[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k), u(k-1), \dots, u(k-m+1)], \quad (1)$$

де $y(k)$ – вихід моделі; d – число тактів прогнозу; $u(k)$ – вхід моделі.

На етапі ідентифікації будується нейронна мережа для NARMA-моделі, вигляду (1). Ця процедура

аналогічна процедурі ідентифікації при синтезі нейрорегулятора з прогнозом.

Якщо потрібно спроектувати систему, яка забезпечує рух по заданій траєкторії

$$y(k+d) = y_r(k+d),$$

то це означає, що необхідно сформувати регулятор наступного вигляду:

$$u(k) = G[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), y_r(k+d), u(k-1), \dots, u(k-m+1)].$$

Хоча такий регулятор за допомогою нейронної мережі і може бути сформований, проте в процесі мінімізації середньоквадратичної помилки він вимагає надмірних обчислень, оскільки використовує динамічний варіант методу зворотного розповсюдження помилки. Для практичного вирішення завдання стеження

в [7] запропоновано наближену NARMA-модель з виділеною складовою управління. Така модель регулятора, що іменується моделлю NARMA-L2, має вигляд

$$y(k+d) = f[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)] + g[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)]u(k). \quad (2)$$

Перевага форми (2) полягає в тому, що тепер поточне управління можна безпосередньо обчислити, якщо відома бажана траєкторія y_r , передісторія управління $\{y(k-1), \dots, u(k-m+1)\}$, а також передуючі і поточне значення виходу $\{y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1)\}$:

$$u(k) = \frac{y_r(k+d) - f[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)]}{g[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)]}. \quad (3)$$

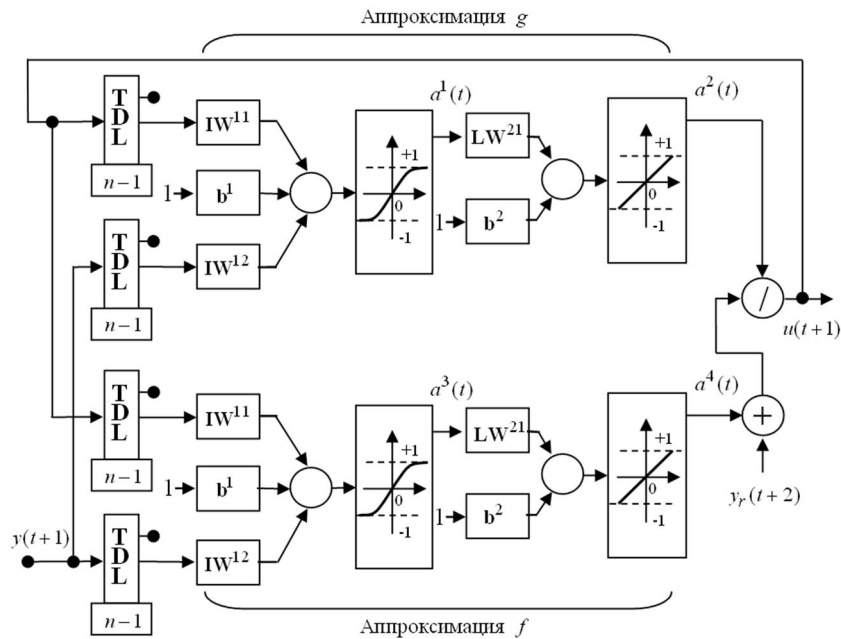


Рис. 3. Структура NARMA-L2 регулятора у вигляді нейронної мережі

Перевага форми (4) полягає в тому, що тепер поточне управління можна безпосередньо обчислити, якщо відома бажана траєкторія y_r , передісторія управління $\{y(k-1), \dots, u(k-m+1)\}$, а також передуючі і поточне значення виходу $\{y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1)\}$. Тут слід звернути увагу на ділянки мережі, які виконують апроксимацію нелінійних операторів g і f у вигляді виходів $\hat{g} = a^2(t)$ і $\hat{f} = a^4(t)$. Входами регулятора є сигнали $y(t+1)$ і $u(t+1)$ (останній реалізований у вигляді зворотного зв'язку), а також еталонний сигнал $y_r(t+2)$. Блоки затримки TDL здійснюють запам'ятовування відповідних послідовностей входу і виходу, а потім використовуються двошарові нейронні мережі, які формують оцінки нелінійних операторів і обчислюють сигнал управління.

Загальна структурна схема системи з регулятором NARMA-L2 показана на рис. 4. На схемі явним чином виділена еталонна модель, яка задає бажану траєкторію для виходу керованого об'єкту.

У даній роботі виконаний синтез нейрорегулятора NARMA-L2 Controller за допомогою пакета при-

Безпосереднє застосування співвідношення (3) для реалізації регулятора складно, оскільки управління залежить від поточного значення виходу. Тому рівняння модифікується таким чином:

$$u(k+1) = \frac{y_r(k+d) - f[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)]}{g[y(k), y(k-1), \dots, y(k-n+1), u(k-1), \dots, u(k-m+1)]}, \quad (4)$$

але при цьому параметр прогнозу повинен задовольняти умові $d \geq 2$.

На рис. 3 показана структура відповідного регулятора у вигляді нейронної мережі.

кладних програм Neural Network Toolbox системи MATLAB. Синтез нейрорегулятора складається з двох етапів: етап ідентифікації об'єкту управління і етап синтезу закону управління. На етапі ідентифікації розробляється модель керованого об'єкту у вигляді нейронної мережі, яка на етапі синтезу використовується для синтезу регулятора.

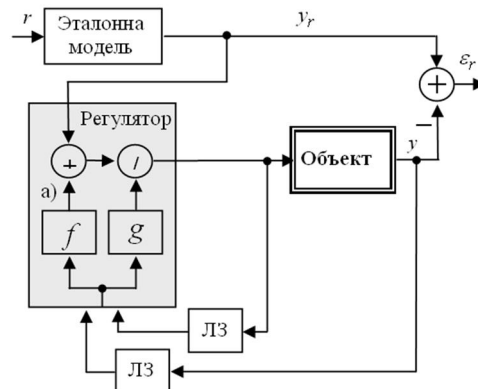


Рис. 4. Структурна схема системи з регулятором NARMA-L2

На першому етапі спочатку генерується навчальна вибірка, а потім відбувається завдання параметрів нейронній мережі і її навчання. Тренувальні дані генеруються шляхом подачі ступінчастих сигналів з випадковою амплітудою на об'єкт управління. Якість тренування мережі в значній мірі залежить від довжини навчальної вибірки і такту дискретності, що визначає інтервал між двома послідовними моментами змінання даних. Оптимальними значеннями цих параметрів відносно мінімуму середньоквадратичної помилки у вирішуваній задачі є наступні: кількість даних $N_B = (8 \div 10) \cdot 10^3$, такт дискретності – $\Delta t = 0,001$ с. Для отримання представницької вибірки необхідно правильно задати максимальне t_{\max} і мінімальне t_{\min} значення інтервалу ідентифікації, тобто тривалість стрибків завдань. Величина їх залежить від параметрів об'єкту управління. У даній задачі максимальна тривалість стрибків завдань повинна бути приблизно рівна часу регулювання контуру швидкості, мінімальна – на порядок менше, тобто $t_{\min} = 0,01$ с, $t_{\max} = 0,1$ с.

Для нейрорегулятора NARMA-L2 Controller використовується мережа з прямою передачею сигналу, що характеризується наявністю зв'язків між нейронами тільки в прямому напрямі без зворотних зв'язків усередині мережі – багатошаровий перцептрон. За допомогою багатошарового перцептрона можна апроксимувати з бажаною точністю будь-які статичні функції. Попередні значення вхідних/вихідних координат у вхідному векторі дозволяють додати прямонеперерванним мережам динамічні властивості.

При побудові нейронної мережі регулятора спочатку формується статична 6-шарова мережа. Мережа має 6 шарів з S нейронами в першому і третьому шарах і 1 нейроном в другому, четвертому, п'ятому і шостому шарах. Використовувані функції активації: гіперболічного тангенса (*tansig*) – в першому і третьому шарі, лінійна (*purelin*) – в другому, четвертому, п'ятому і шостому шарах. Найбільш важливим питанням є вибір кількості нейронів S першого і третього шарів. При малій кількості нейронів мережа не може виконувати поставлене завдання, а при великому спостері-

гається явище перенавчання і зростає об'єм обчислень. Для даної задачі оптимальні значення знаходяться в межах $S = 8 \div 12$, при цьому середня помилка навчання має порядок 10^{-12} , а миттєві помилки не перевищують $10^{-4} \div 10^{-5}$. Потім формується мережа із структурою, відповідною рис. 3, шляхом перемикавання зв'язків між шарами. Навчання мережі виконується з використанням функції *trainlm*, що відповідає алгоритму Левенберга-Марквардта.

При синтезі регулятора варіюється кількість елементів запізнювання на вході N_i і виході N_j моделі. Якнайкращі результати отримані при значеннях $N_i = 1$ і $N_j = 5$ відповідно.

3. МОДЕЛЮВАННЯ СИСТЕМИ І АНАЛІЗ ОТРИМАНИХ РЕЗУЛЬТАТІВ

Для визначення показників якості функціонування синтезованої нейромережевої системи було проведено моделювання системи при різних тестових вхідних сигналах: ступінчастому із змінною амплітудою, що знаходиться і діапазоні від $\varphi_3 = 1$ рад до $\varphi_3 = -1$ рад, лінійно-наростаючому з мінімальною швидкістю наростання $\omega_{\varphi \min} = 0,00035$ с⁻¹, гармонійному з частотою 1 Гц і амплітудою 3°. Як показали дослідження, характеристики нейромережевої системи з нейрорегулятором NARMA-L2 Controller поступаються відповідним характеристикам системи з нейрорегулятором NN Predictive Controller.

В якості прикладу на рис. 5 приведені графіки перехідних процесів змінних стану системи при ступінчастій вхідній дії. В результаті досліджень встановлено, що при ступінчастій вхідній дії відробіток кута блоку озброєння в діапазоні від $\varphi_3 = 1$ рад до $\varphi_3 = -1$ рад відбувається без перерегулювання за мінімально можливий час, визначуваний постійними часу електроприводу, при номінальній напрузі двигуна U_d . Так, наприклад, кут $\varphi_3 = 0,05$ рад відпрацьовується за час $t = 0,12$ с, що відповідає технічним вимогам до системи. Однак, в режимі стабілізації мають місце коливання змінних стану системи.

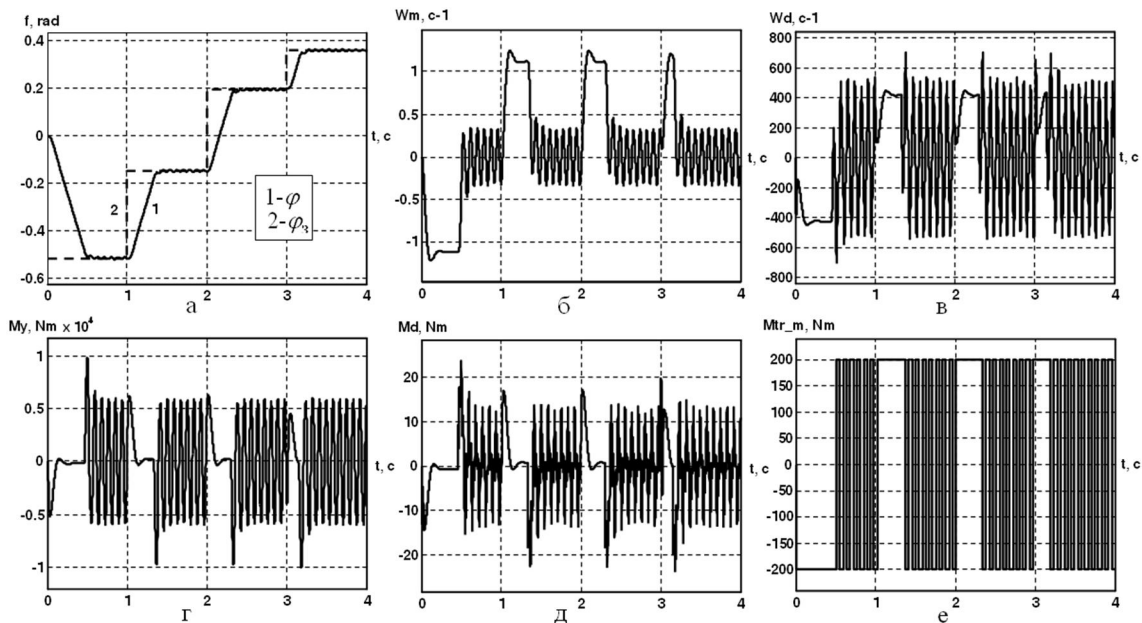


Рис. 5. Перехідні процеси стану системи з нейрорегулятором NN Predictive Controller: а – задаюча дія φ_3 і кут φ ; б – швидкість механізму ω_φ ; в – швидкість двигуна ω_d ; г – момент пружності M_y ; д – момент двигуна M_d ; е – момент тертя на валу механізму $M_{тр,м}$

ВИСНОВКИ

Для забезпечення високих динамічних характеристик системи наведення стабілізації озброєння легкоброньованих машин у статті розглянуто можливість використання нейромережевого регулятора на основі моделі авторегресії з ковзним середнім NARMA-L2 Controller замість регулятора з прогнозом NN Predictive Controller, який забезпечує високі динамічні характеристики системи, але вимагає великої кількості обчислювальних витрат і є досить складним для практичної реалізації.

Розглянута структура і принцип дії нейрорегулятора на основі моделі авторегресії з ковзним середнім. Виконано синтез нейрорегулятора NARMA-L2 Controller, який реалізований в пакеті прикладних програм Neural Network Toolbox системи MATLAB. У режимі Simulink розроблена система управління з нейрорегулятором NARMA-L2 Controller і проведено моделювання системи. Як показали дослідження, характеристики нейромережевої системи з нейрорегулятором NARMA-L2 Controller поступаються відповідним характеристикам системи з нейрорегулятором NN Predictive Controller.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Клепиков В.Б., Палис Ф., Цепковский Ю.А. Гибридные нейронные сети в управлении электромеханическими системами // Вестник НТУ "ХПИ". Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. – 2003. – Вып.10. – Т.1. – С. 29-33.
2. Круглов В.В., Борисов В.В., Искусственные нейронные сети. Теория и практика. – М.: Горячая линия – Телеком, 2001. – 382 с.
3. Руденко О.Г., Бодянский Е.В. Основы теории искусственных нейронных сетей. – Харьков: ТЕЛЕТЕХ, 2002. – 317 с.
4. Терехов В.А., Ефимов Д.В., Тюкин И.Ю. Нейросетевые системы управления. – М.: ИПРЖР, 2002. – 480 с.
5. Кузнецов Б.И., Василец Т.Е., Варфоломеев А.А. Разработка нейросетевой системы наведения и стабилизации вооружения легкобронированных машин // Электротехника і електромеханіка. – 2008. – №2. – С. 31-34.
6. Кузнецов Б.И., Василец Т.Е., Варфоломеев А.А. Нейроуправление нелинейным динамическим объектом с использованием метода обобщенного управления с предсказанием // Электротехніка і електромеханіка. – 2008. – №4. – С. 34-41.
7. Narendra K.S., Mukhopadhyay S/ adaptive Control Using Neural Networks and Approximate Models // IEEE Transaction of Neural Networks/ – 1997. – Vol.8. – P. 475-485.

Bibliography (transliterated): 1. Klepikov V.B., Palis F., Cepkovskij Yu.A. Gibrnidnye neyronnye seti v upravlenii `elektromehaničeskimi sistemami // Vestnik NTU "HPI". Problemy avtomatizirovannogo `elektroprivoda. Teoriya i praktika. - 2003. - Vyp.10. - T.1. - S. 29-33. 2. Kругlov V.V., Borisov V.V., Iskusstvennye neyronnye seti. Teoriya i praktika. - M.: Goryachaya liniya - Telekom, 2001. - 382 s. 3. Rudenko O.G., Bodyanskij E.V. Osnovy teorii iskusstvennyh neyronnyh setej. - Har'kov: TELETEH, 2002. - 317 s. 4. Terehov V.A., Efimov D.V., Tyukin I.Yu. Neirosetevye sistemy upravleniya. - M.: IPRZhR, 2002. - 480 s. 5. Kuznecov B.I., Vasilec T.E., Varfolomeev A.A. Razrabotka neirosetevoj sistemy navedeniya i stabilizacii vooruzheniya legkobronirovannyh mashin // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2008. - №2. - S. 31-34. 6. Kuznecov B.I., Vasilec T.E., Varfolomeev A.A. Neiroupravlenie nelinejnym dinamicheskim ob'ektom s ispol'zovaniem metoda obobsčennogo upravleniya s predskazaniem // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2008. - №4. - S. 34-41. 7. Narendra K.S., Mukhopadhyay S/ adaptive Control Using Neural Networks and Approximate Models // IEEE Transaction of Neural Networks/ - 1997. - Vol.8. - R. 475-485.

Надійшла 22.02.2011

*Кузнецов Борис Иванович, д.т.н., проф.,
Василец Тетяна Юріївна, к.т.н., доц.,
Варфоломєєв Олексій Олексійович, к.т.н.*
Українська інженерно-педагогічна академія
кафедра систем управління технологічними процесами
і об'єктами
61003, Харків, вул. Університетська, 16
тел. (057) 733-79-59

Kuznetsov B.I., Vasilets T.E., Varfolomeev A.A.
**Synthesis of a guidance and stabilization system
with a neuro-controller on the basis of an autoregressive
moving average model.**

Synthesis of a light-armored vehicle armament guidance and stabilization system is performed with application of a neuro-controller on the basis of an autoregressive moving average model. The neuro-controller architecture and principle of operation are presented. A schematic model of the guidance and stabilization system with a proportional controller in the position loop and a neuro-controller in the speed loop is developed. NARMA-L2 controller is synthesized. Computer simulation is made, the system dynamic behavior analyzed.

**Key words – neuro-controller, autoregressive moving
average model, neural guidance and stabilization,
NARMA-L2 controller control system, synthesis, analysis.**

РАСЧЕТ ТРЕХМЕРНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ МОЩНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА В РЕЖИМЕ ХОЛОСТОГО ХОДА

Представлені результати тестового розрахунку тривимірного магнітного поля турбогенератора в режимі неробочого ходу. Розрахунок проведено чисельним методом з урахуванням реальної конструкції турбогенератора при використанні пакета програм Maxwell 11.

Представлены результаты тестового расчета трехмерного магнитного поля турбогенератора в режиме холостого хода. Расчет проведен численным методом с учетом реальной конструкции турбогенератора при использовании пакета программ Maxwell 11.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время при проектировании турбогенератора (ТГ) большое внимание уделяется исследованию его магнитных полей. Эта задача весьма сложна, так как ТГ представляет собой сложную пространственную конструкцию с явно трехмерным распределением электромагнитного поля, особенно в торцевой зоне [1, 2]. Поэтому на практике все чаще применяют компьютерное моделирование с применением прикладных программ.

Для решения трехмерных полевых задач используют различные математические методы, но, как показывает практика, целесообразнее применять метод конечных элементов (МКЭ).

Результаты расчетов трехмерного магнитного поля позволяют установить особенности его пространственного распределения, как во всем турбогенераторе, так и в отдельных его элементах, что является немаловажным для проектирования.

Целью данной работы является тестирование программы Maxwell 11 [3-5] на возможность ее применения для расчета трехмерного магнитного поля мощного ТГ.

РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ ТГ

Объектом для исследования выбрана конструкция ТГ мощностью порядка 300 МВт. К основным параметрам ТГ относятся: радиус ротора – 0,56 м; немагнитный зазор – 0,09 м; длина – 5,8 м; внешний диаметр сердечника статора – 1,34 м; схема обмотки статора – "звезда"; относительное укорочение шага обмотки статора $\beta = 4/5$.

Структура торцевой зоны такого ТГ изображена на рис. 1. Для упрощения расчетов, которые, как выяснилось, требуют колоссального процессорного времени и большого объема оперативной памяти, была выбрана ограниченная расчетная длина модели ТГ, которая составила 1 м от его торцевой части.

Модель спроектирована в среде программы Maxwell 11 с учетом реальных габаритных размеров ТГ в целом, а также его отдельных узлов. Каждой детали присвоены параметры соответствующего материала. Для ферромагнетиков заданы нелинейные кривые намагничивания $B(H)$, а также учитывался коэффициент заполнения шихтованных сердечников.

В магнитостатической задаче нет никаких эффектов изменения во времени и магнитное поле предполагается стационарным. Решение магнитостатиче-

ской полевой задачи определяется двумя уравнениями Максвелла:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J}; \nabla \cdot \mathbf{B} = 0$$

с использованием зависимости

$$\mathbf{B} = \mu_0 \cdot (\mathbf{H} + \mathbf{M}) = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \mathbf{H} + \mu_0 \cdot \mathbf{M}_p,$$

где \mathbf{H} – напряженность магнитного поля; \mathbf{B} – магнитная индукция; \mathbf{J} – плотность тока проводимости; \mathbf{M} – вектор намагниченности; \mathbf{M}_p – постоянное намагничивание; μ_r – относительная магнитная проницаемость (все эти величины являются функциями трех координат x, y, z ; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная проницаемость вакуума.

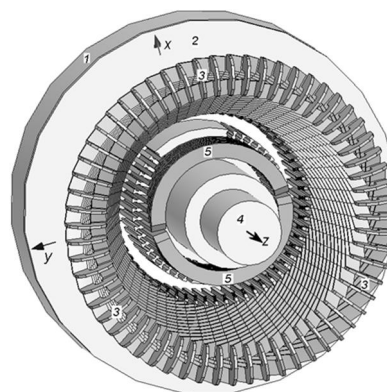


Рис. 1. Конструкция торцевой зоны ТГ: 1 – статор; 2 – нажимной фланец; 3 – обмотка статора; 4 – вал ротора; 5 – обмотка ротора

Для дальнейших вычислений модель ТГ программно разбивается на ячейки, причем как по наружной поверхности модели, так и во внутреннем ее объеме. Пример сеточной структуры показан на рис. 2. Кроме того, воздушный зазор между статором и ротором, а также расчетная область вокруг модели ТГ заполняется аналогичной сеточной структурой, но для наглядности она не была показана. На данном этапе ячейки конечно-элементной сетки довольно большие, что, соответственно, влияет на точность расчетов, но для тестового анализа этого вполне достаточно.

Для начала будем рассматривать режим холостого хода, так как он является наиболее простым и удобным для иллюстраций. В обмотке ротора задан ток возбуждения $I_f = 7582$ А, в обмотке статора фазные токи равны нулю. Последнее позволяет убрать обмотку статора из расчета, что еще немного упрощает модель ТГ до уровня, показанного на рис. 3.

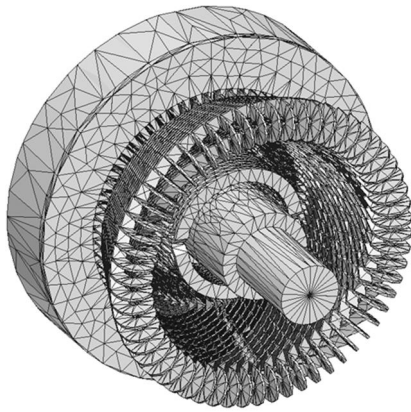


Рис. 2. Трехмерная конечно-элементная структура

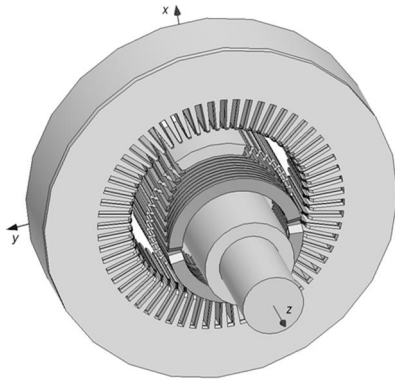


Рис. 3. Модель ТГ для расчета режима холостого хода

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА МАГНИТНОГО ПОЛЯ

Картина магнитного поля в виде векторов магнитной индукции для рассматриваемого режима ТГ представлена на рис. 4 и рис. 5 в его поперечном и продольном сечениях. При подаче векторов в едином масштабе (рис. 5) структура поля в торцевой зоне не проявляется. Поэтому дополнительно на рис. 6 картину повторили без соблюдения масштаба, проявляя пространственную ориентацию векторов.

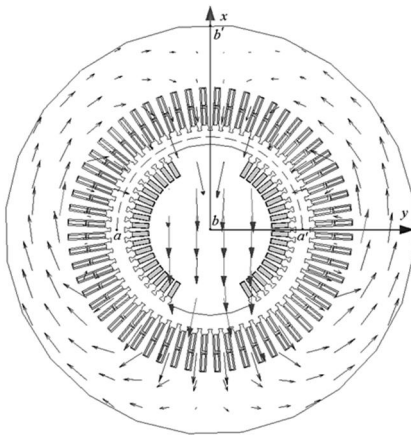


Рис. 4. Векторное распределение магнитного поля в поперечном сечении ТГ

Магнитное поле ТГ представлено также на рис.7-9 распределением модуля магнитной индукции B вдоль конкретных трех линий $a-a'$, $b-b'$ и $c-c'$, показанных на рис. 4 и рис. 5:

$a-a'$ – это дуга окружности, проходящая по средней линии воздушного зазора в пределах полюсного

деления τ_p в максимальном отдалении от торцевой части модели ТГ;

$b-b'$ – это радиальная линия, направленная от оси ТГ к внешнему диаметру сердечника статора и проходящая по середине большого зубца ротора, воздушному зазору и зубцу статора также в максимальном отдалении от торцевой части модели ТГ;

$c-c'$ – это аксиальная линия, параллельная оси ТГ и проходящая через середину воздушного зазора между большим зубом ротора и зубцом статора.

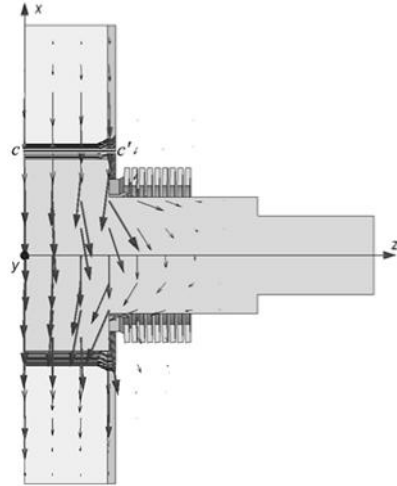


Рис. 5. Векторное масштабированное распределение магнитного поля в продольном сечении ТГ

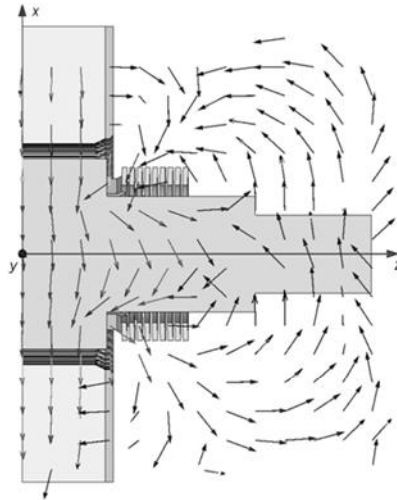


Рис. 6. Немасштабированное векторное распределение магнитного поля в продольном сечении ТГ

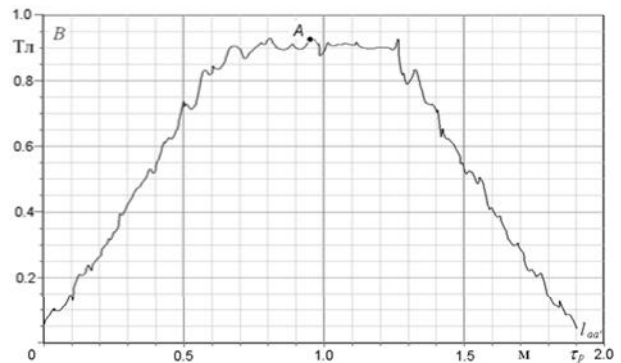


Рис. 7. Распределение модуля магнитной индукции B по дуге "a-a" на средней линии зазора

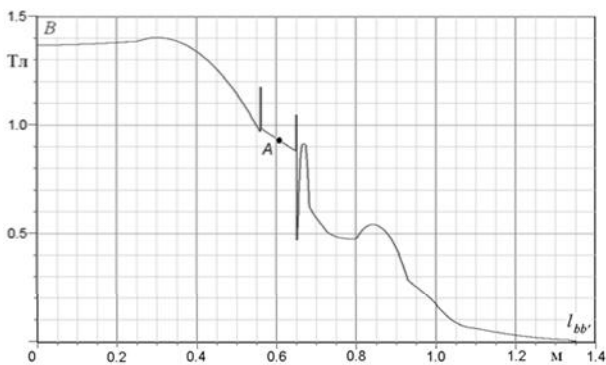


Рис. 8. Распределение модуля магнитной индукции B вдоль линии "b-b"

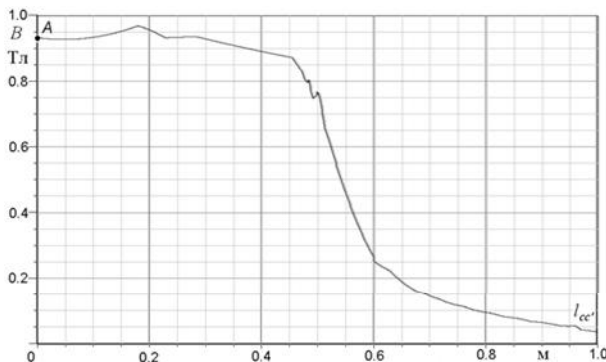


Рис. 9. Распределение модуля магнитной индукции B вдоль линии "c-c"

Отмеченная на графиках магнитной индукции на рис. 7-9 точка "A" – это точка пространственного пересечения линий $a-a'$, $b-b'$, $c-c'$, т.е. она является общей для всех трех графиков. Эта точка находится на средней линии воздушного зазора между статором и ротором в максимальном отдалении от торцевой части модели ТГ. Значение модуля магнитной индукции в точке "A" составило порядка 0,92 Тл, что совпадает с проектными данными и дает право говорить о правдивости полученных выше результатов.

Кроме того, представленные распределения магнитной индукции оказываются подобны аналогичным распределениям, которые получались при квазитрехмерных расчетах магнитных полей [2] на основе метода плоско-ортогональных расчетных моделей, разработанного и изложенного в [6].

Пики на графиках магнитной индукции на рис. 7-9 – это погрешность в расчетах, связанная с грубой конечно-элементной структурой сетки разбиения модели (см. рис. 2). Желательное сгущение сеточной структуры в дальнейшем позволит увеличить точность получаемых результатов, но при этом также значительно увеличивается время расчета и системные требования вычислительной техники.

ВЫВОД

Применение прикладного программного обеспечения для компьютерного моделирования трехмерного магнитного поля, в частности пакета программ Maxwell 11, позволяет получить качественные и количественные данные о магнитном поле. Очевидно, что такие расчеты могут являться базой для дальнейшего исследования магнитного поля в торцевой зоне турбогенераторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Постников И.М., Станиславский Л.Я., Счастливый Г.Г. и др. Электромагнитные и тепловые процессы в концевых частях мощных турбогенераторов. – Киев: Наукова думка, 1971. – 360 с.
2. Милых В.И., Высочин А.И. Принципы расчета магнитного поля в торцевой зоне турбогенератора в различных режимах его работы // Электротехника і електромеханіка. – 2010. – № 3. – С. 17-22.
3. Maxwell 3D. Electromagnetic and electromechanical analysis – Ansoft Corporation 225 West Station Square Dr. Suite 200 Pittsburgh, PA 15219-1119, USA – 28 July 2006.
4. <http://maxwell.ipboard.net.ru/index.php>.
5. <http://www.ansoft.com/products/em/maxwell>.
6. Милых В.И. Синтез магнитного поля электрических машин на основе плоско-ортогональных расчетных моделей // Электричество. – 1986. – № 5. – С. 27-32.

Bibliography (transliterated): 1. Postnikov I.M., Stanislavskij L.Ya., Schastlivij G.G. i dr. `Elektromagnitnye i teplovyje processy v koncevnyh chastyah moschnyh turbogeneratorov. - Kiev: Naukova dumka, 1971. - 360 s. 2. Milyh V.I., Vysochin A.I. Principy rascheta magnitnogo polya v torcevoj zone turbogeneratora v razlichnyh rezhimah ego raboty // Elektrotehnika i elektromehanika. - 2010. - № 3. - S. 17-22. 3. Maxwell 3D. Electromagnetic and electromechanical analysis - Ansoft Corporation 225 West Station Square Dr. Suite 200 Pittsburgh, PA 15219-1119, USA - 28 July 2006. 4. <<http://maxwell.ipboard.net.ru/index.php>>. 5. <http://www.ansoft.com/products/em/maxwell>. 6. Milyh V.I. Sintez magnitnogo polya `elektricheskikh mashin na osnove plosko-ortogonal'nyh raschetnyh modelej // `Elektrichestvo. - 1986. - № 5. - S. 27-32.

Поступила 14.04.2010

Милых Владимир Иванович, д.т.н., проф.,
 Высочин Александр Иванович
 Национальный технический университет
 "Харьковский политехнический институт"
 кафедра "Электрические машины"
 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
 тел. (057) 707-65-14; e-mail: mvikpi@kpi.kharkov.ua

Milykh V.I., Vysochin A.I.

Calculation of 3d magnetic field distribution for a powerful turbogenerator in the idling mode.

Results of test calculation of three-dimensional magnetic field of a turbogenerator in the idling mode are presented. The calculation is made with a numerical method taking into account a real turbogenerator design with application of Maxwell 11 package.

Key words – turbogenerator, butt-end area, magnetic field, longitudinal section, transversal section, Maxwell 11 package, 3D calculation.

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ СХЕМ ВКЛЮЧЕНИЯ ОБМОТОК ЛИНЕЙНОГО ИМПУЛЬСНОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

Розглянуто варіанти схем включення обмоток реактора і якоря лінійного електродвигуна, що ударно діє на ґрунт при пошуку корисних копалини. Схеми порівнюються за допомогою розрахунків імпульсного режиму роботи двигуна на основі сформульованих математичних моделей. Їх особливість - нелінійні двух- і трьохпараметричні функції диференціальних індуктивних параметрів обмоток і електромагнітної сили взаємодії реактора і якоря.

Рассмотрены варианты схем включения обмоток реактора и якоря линейного электродвигателя, ударно воздействующего на грунт при поиске полезных ископаемых. Схеми сравниваются посредством расчетов импульсного режима работы двигателя на основе сформулированных математических моделей. Их особенность – нелинейные двух- и трехпараметрические функции дифференциальных индуктивных параметров обмоток и электромагнитной силы взаимодействия реактора и якоря.

Введение. Линейный импульсный электродвигатель (ЛИЭД) рассматриваемого типа представлялся в [1-3] и он предназначен для сейсморазведки полезных ископаемых. Упрощенно его конструктивная схема показана на рис. 1.

При подаче импульсов тока в обмотки взаимодействие реактора и якоря порождает электромагнитную силу F_{em} . Якорь движется со скоростью v_a , получает смещение ζ_a и через опорную плиту производит ударное воздействие на грунт. Инерционный реактор со скоростью v_r отскакивает вверх, производя свое смещение ζ_r . Для электромагнитного взаимодействия реактора и якоря важно их взаимное смещение

$$\zeta = \zeta_r + \zeta_a + \zeta_o,$$

где ζ_o – начальное смещение реактора из положения "нейтрал" [4], в котором зубцы расположены против пазов. В исходной позиции ζ_a и ζ_r равны нулю.

Кроме силы F_{em} в ЛИЭД достаточно учитывать силу реакции грунта F_{gr} , силы инерции реактора и якоря $F_{mr} = m_r a_r$, $F_{ma} = m_a a_a$, их весовые силы $P_r = m_r g_{gr}$, $P_a = m_a g_{gr}$, где m_r , m_a , a_r , a_a – массы и ускорения движения; $g_{gr} = 9,81 \text{ м/с}^2$.

ЛИЭД со всей системой управления и электрооборудования является мобильной установкой и располагается, например, в кузове автомобиля КРАЗ-255. Источником электропитания его обмоток являются конденсаторные накопители энергии, заряжаемые от сравнительно маломощного синхронного генератора через выпрямитель.

Обмотки реактора и якоря имеют достаточно близкие размерные параметры. В такой ситуации их можно включать различными способами: последовательно, независимо или параллельно, причем каждый из них имеет свои преимущества и недостатки с точки зрения обслуживающего оборудования и эксплуатации. Что же касается рабочих параметров рабочего ударного режима ЛИЭД, то они тоже могут выявиться разными, так как сопротивления и индуктивности обмоток несколько отличаются из-за разных диаметров реактора и якоря.

Целью данной работы является проведение сравнительного анализа эффективности работы ЛИЭД как источника сейсмических колебаний при различных схемах включения обмоток реактора и якоря. При этом общий состав и энергетические параметры емко-

стного накопителя энергии во всех вариантах сохраняются, а подводные кабели выбираются из условия сохранения плотности тока.

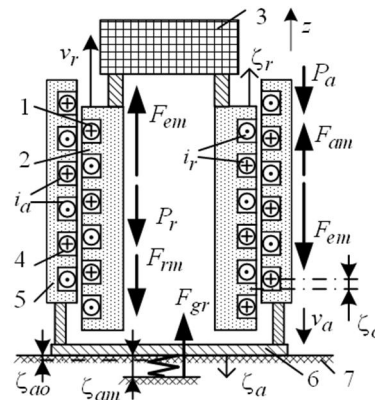


Рис. 1. Схема активной силовой части ЛИЭД: 1, 2, 3 – обмотка, сердечник и инерционная масса реактора; 4, 5, 6 – обмотка, сердечник и опорная плита якоря; 7 – грунт

Математические модели ЛИЭД при разных схемах включения обмоток.

В качестве исходной принимается **схема последовательного соединения обмоток**, представленная на рис. 2. Причем эта схема может иметь два варианта: с разрядным диодом VD и без него.

Обмотки реактора и якоря представлены сопротивлениями R_r и R_a , индуктивностями L_r и L_a , коэффициентом взаимной индуктивности M_{ra} учитывается их магнитная связь. Здесь и далее индуктивные параметры рассматриваются как дифференциальные и являются сложными нелинейными функциями ввиду сильного насыщения ферромагнитных сердечников и взаимного смещения реактора и якоря. Представлены также сопротивление R_c и индуктивность L_c подводного кабеля. Все сопротивления тоже являются нелинейными, так как изменяются с нагревом обмоток.

Конденсаторный накопитель энергии имеет емкость C_E и начальное значение U_{Co} изменяющегося напряжения u_C .

Сначала рассмотрим **вариант при отсутствии разрядного диода** (обозначим схему через $S1$). Тогда для электрической цепи последовательно соединенных обмоток (рис. 2) имеем уравнение электрического равновесия [2]:

$$\frac{d\Psi}{dt} + u_R + L_c \frac{di_s}{dt} = u_C, \quad (1)$$

где $u_R = (R_r + R_a + R_c)i_s$; $u_C = U_{C0} - \frac{1}{C_E} \int_0^t i_s dt$; t – время.

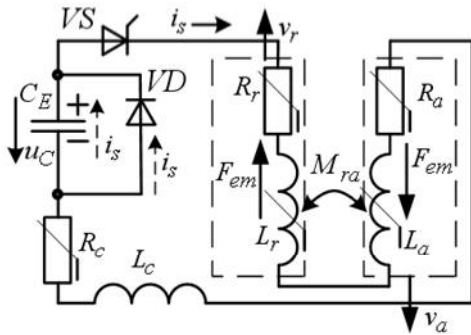


Рис. 2. Электрическая схема замещения ЛИЭД с последовательным соединением обмоток

Результирующее магнитное потокоцепление (МПС) $\Psi(\zeta, i_s)$ складывается из собственных и взаимных МПС обмоток реактора и якоря и является двухпараметрической функцией. Поэтому производная в (1) преобразуется к виду

$$\frac{d\Psi}{dt} = \frac{\partial\Psi}{\partial\zeta} \frac{d\zeta}{dt} + \frac{\partial\Psi}{\partial i_s} \frac{di_s}{dt} = e_v + e_L,$$

где выделены ЭДС движения и ЭДС самоиндукции

$$e_v = \frac{\partial\Psi}{\partial\zeta} \cdot \frac{d\zeta}{dt} = L_\zeta v_{ra}, \quad e_L = L_{ar} \cdot \frac{di_s}{dt}, \quad (2)$$

определяемые с учетом скорости $v_{ra} = d\zeta/dt$ относительного перемещения реактора и якоря ($v_{ra} = v_r + v_a$), условно названной индуктивности движения $L_\zeta = d\Psi/d\zeta$ и дифференциальной индуктивности $L_{ar} = \partial\Psi/\partial i_s$, поглотившей L_r, L_a и M_{ra} .

При численном решении из уравнения (1) выделяется временная производная тока

$$i_s' = \frac{di_s}{dt} = \frac{u_C - u_R - e_v}{L_{ar} + L_c}. \quad (3)$$

При наличии разрядного диода VD (рис. 2) (обозначим схему через S2) по достижению напряжения $u_C = 0$ ток обходит конденсатор через этот диод и в уравнениях (1) и (3) выбывает u_C .

Электрическая схема замещения ЛИЭД при независимом питании обмоток (обозначим схему через S3) представлена на рис. 3, где по обмоткам реактора и якоря проходят собственные токи i_r и i_a , а добавки r и a в индексных обозначениях параметров, аналогичных представленным на рис. 2, соответствующим цепям питания реактора и якоря.

Электромагнитные процессы в рабочем режиме ЛИЭД в соответствии с его электрической схемой замещения (рис. 3) описываются уравнениями [3]

$$\frac{d\Psi_r}{dt} + u_{Rr} + L_{cr} \frac{di_r}{dt} = u_{Cr}; \quad (4)$$

$$\frac{d\Psi_a}{dt} + u_{Ra} + L_{ca} \frac{di_a}{dt} = u_{Ca}, \quad (5)$$

где Ψ_r, Ψ_a – МПС обмоток реактора и якоря, включая их собственные и взаимные МПС;

$$u_{Cr} = U_{Cro} - \frac{1}{C_{Er}} \int_0^t i_r dt; \quad u_{Ca} = U_{Cao} - \frac{1}{C_{Ea}} \int_0^t i_a dt$$

– напряжения конденсаторов; $u_{Rr} = i_r(R_r + R_{cr})$, $u_{Ra} = i_a(R_a + R_{ca})$ – падения напряжения.

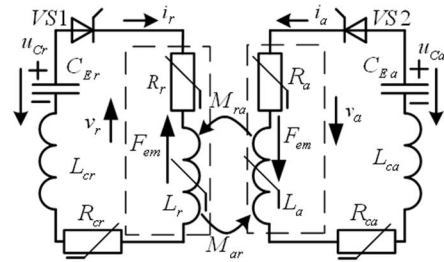


Рис. 3. Электрическая схема замещения ЛИЭД с независимым соединением обмоток

По сравнению с аналогом (1), математическая модель ЛИЭД многократно усложняется, так как теперь нелинейные функции МПС $\Psi_r(\zeta, i_r, i_a)$ и $\Psi_a(\zeta, i_r, i_a)$ являются трехпараметрическими. Поэтому производные МПС преобразуется к виду

$$\frac{d\Psi_r}{dt} = \frac{\partial\Psi_r}{\partial\zeta} \cdot \frac{d\zeta}{dt} + \frac{\partial\Psi_r}{\partial i_r} \cdot \frac{di_r}{dt} + \frac{\partial\Psi_r}{\partial i_a} \cdot \frac{di_a}{dt};$$

$$\frac{d\Psi_a}{dt} = \frac{\partial\Psi_a}{\partial\zeta} \cdot \frac{d\zeta}{dt} + \frac{\partial\Psi_a}{\partial i_r} \cdot \frac{di_r}{dt} + \frac{\partial\Psi_a}{\partial i_a} \cdot \frac{di_a}{dt},$$

где выделяются дифференциальные собственные и взаимные индуктивности обмоток $L_r = \partial\Psi_r/\partial i_r$; $L_a = \partial\Psi_a/\partial i_a$; $M_{ra} = \partial\Psi_r/\partial i_a$; $M_{ar} = \partial\Psi_a/\partial i_r$, а также коэффициенты, уже названные условно индуктивностями движения $L_{r\zeta} = \partial\Psi_r/\partial\zeta$; $L_{a\zeta} = \partial\Psi_a/\partial\zeta$, с учетом чего ЭДС движения, аналогично (2),

$$e_{vr} = L_{r\zeta} v_{ra}; \quad e_{va} = L_{a\zeta} v_{ra}. \quad (6)$$

Обозначим как $i_r' = di_r/dt$, $i_a' = di_a/dt$ производные токов и уравнения (4), (5) представим в виде

$$(L_r + L_{cr}) \cdot i_r' + M_{ra} \cdot i_a' = u_{Cr} - u_{Rr} - e_{vr}; \quad (7)$$

$$M_{ar} \cdot i_r' + (L_a + L_{ca}) \cdot i_a' = u_{Ca} - u_{Ra} - e_{va}. \quad (8)$$

При численном решении отсюда выражается пара производных токов:

$$i_r' = \frac{\Delta_r}{\Delta_{ar}}; \quad i_a' = \frac{\Delta_a}{\Delta_{ar}}, \quad (9)$$

где общий и частные определители имеют вид

$$\Delta_{ar} = (L_r + L_{cr}) \cdot (L_a + L_{ca}) - M_{ra} \cdot M_{ar};$$

$$\Delta_r = (u_{Cr} - u_{Rr} - e_{vr})(L_a + L_{ca}) - (u_{Ca} - u_{Ra} - e_{va})M_{ra};$$

$$\Delta_a = (u_{Ca} - u_{Ra} - e_{va})(L_r + L_{cr}) - (u_{Cr} - u_{Rr} - e_{vr})M_{ar}.$$

Электрическая схема замещения ЛИЭД при параллельном питании обмоток представлена на рис. 4, где обозначения параметров соответствуют представленным на рис. 2 и рис. 3.

С учетом того, что через источник проходит суммарный ток $i_s = i_r + i_a$, электромагнитные процессы в рабочем режиме ЛИЭД в соответствии с его электрической схемой замещения (рис. 4) описываются уравнениями

$$\frac{\partial \Psi_r}{\partial t} + L_c \frac{d(i_r + i_a)}{dt} + i_r R_r + (i_r + i_a) R_c = u_C; \quad (10)$$

$$\frac{\partial \Psi_a}{\partial t} + L_c \frac{d(i_r + i_a)}{dt} + i_a R_a + (i_r + i_a) R_c = u_C, \quad (11)$$

где $u_C = U_{Co} - \frac{1}{C_E} \int_0^t (i_r + i_a) dt$ – общее напряжение на конденсаторе.

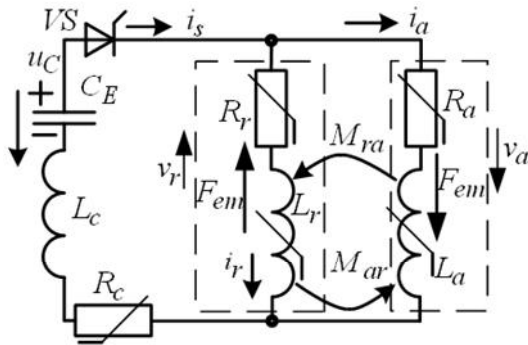


Рис. 4. Электрическая схема замещения ЛИЭД с параллельным соединением обмоток

Здесь нелинейные функции МПС $\Psi_r(\zeta, i_r, i_a)$ и $\Psi_a(\zeta, i_r, i_a)$ являются опять трехпараметрическими, как и в случае независимого соединения обмоток. Поэтому, с учетом уже представленных величин, а также введя обозначения $u_{Rc} = (i_r + i_a)R_c$; $u_{Rr} = i_r R_r + u_{Rc}$; $u_{Ra} = i_a R_a + u_{Rc}$, уравнения (10), (11) представляются в виде

$$(L_r + L_c) \dot{i}_r + (M_{ra} + L_c) \dot{i}_a = u_C - u_{Rr} - e_{vr}; \quad (12)$$

$$(M_{ar} + L_c) \dot{i}_r + (L_a + L_c) \dot{i}_a = u_C - u_{Ra} - e_{va}, \quad (13)$$

и разрешаются в форме (9), где определители теперь имеют модификацию

$$\Delta_{ar} = \begin{vmatrix} L_r + L_c & M_{ra} + L_c \\ M_{ar} + L_c & L_a + L_c \end{vmatrix};$$

$$\Delta_r = \begin{vmatrix} u_C - u_{Rr} - e_{vr} & M_{ra} + L_c \\ u_C - u_{Ra} - e_{va} & L_a + L_c \end{vmatrix};$$

$$\Delta_a = \begin{vmatrix} L_r + L_c & u_C - u_{Rr} - e_{vr} \\ M_{ar} + L_c & u_C - u_{Ra} - e_{va} \end{vmatrix}.$$

Во всех рассматриваемых случаях уравнения электрического равновесия (1), (4) и (5), (10) и (11) дополняются одинаковыми уравнениями баланса сил в механической системе ЛИЭД (рис. 1):

$$F_{em} = P_r + F_{mr}; \quad F_{em} = F_{ma} + F_{gr} - P_a. \quad (14)$$

Здесь для силы реакции грунта использовалась одна из введенных в [4] и принятая в [2, 3] гипотетическая ее зависимость от осевого смещения якоря $F_{gr}(\zeta_a)$.

Тепловой процесс в обмотках и кабелях в течение кратковременного рабочего импульса считается адиабатическим и описывается уравнениями, аналогично изложенному в [2].

Необходимые для решения системы представленных уравнений двухпараметрическая $\Psi(\zeta, i_s)$ и трехпараметрические $\Psi_r(\zeta, i_r, i_a)$, $\Psi_a(\zeta, i_r, i_a)$ функции МПС были подготовлены, как и в [2, 3, 5], численно-полевыми

расчетами по программе FEMM [6] при весьма значительном количестве сочетаний аргументов. Принципы оперирования с этими функциями с целью получения дифференциальных индуктивных параметров были представлены в [3, 5]. Аналогичные функции силы $F_{em}(\zeta, i_s)$ и $F_{em}(\zeta, i_r, i_a)$ также были подготовлены посредством численных расчетов магнитных полей [2, 3, 7].

Соответственно представленным математическим моделям расчеты импульсного рабочего режима ЛИЭД проводятся на ЭВМ, при этом численное определение производных токов (3), (9) проводится на основе метода Рунге-Кутты IV порядка.

Расчетный вариант ЛИЭД.

Конструктивные параметры ЛИЭД соответствуют показанному в [1-4, 7], т.е. длина сердечников реактора и якоря – 533 мм; зазор между ними – 2 мм; диаметр по зазору – 416 мм; $m_r = 1500$ кг, $m_a = 750$ кг; массы меди обмоток реактора и якоря 50 и 58 кг; масса меди одиночного кабеля (рис. 2) 5,5 кг; общая высота ЛИЭД – около 2,6 м.

При температуре обмоток 140 °С, устанавливающейся после продолжительной работы, когда рабочие импульсы повторяются с периодом $T_{imp} = 6$ с, а также с приближенным учетом скин-эффекта, приняты их сопротивления $R_r = 6,59$ мОм и $R_a = 6,88$ мОм.

Температура кабелей принята равной 75 °С и соответственно в вариантах на рис. 2 и рис. 3 сопротивления были одинаковыми для каждого из кабелей, т.е. $R_c = R_{cr} = R_{ca} = 1,1$ мОм, что, в принципе, соизмеримо с сопротивлениями обмоток. В варианте с параллельным соединением (рис. 4) по кабелю проходит суммарный ток обмоток, поэтому его сечение и масса увеличиваются в два раза, а сопротивление уменьшается в такой же пропорции до $R_c = 0,55$ мОм.

Индуктивность двухпроводных кабелей во всех вариантах принята одинаковой и определялась по классической методике: $L_c = L_{cr} = L_{ca} = 2,5$ мкГн. Эта величина, в отличие от сопротивлений, была менее влиятельной, так как она более чем на порядок меньше дифференциальных индуктивных параметров обмоток.

В основу расчетов положены две конденсаторные батареи, каждая емкостью $C_b = 0,17$ Ф с исходным напряжением заряда $U_o = 590$ В. Во всех случаях запасаемая энергия конденсаторов W_{elo} была одинаковой, но в случае на рис. 2 батареи соединялись последовательно и тогда $U_{Co} = 1180$ В, $C_E = 0,085$ Ф; при независимом питании обмоток каждая питается от одной батареи, поэтому $U_{Cro} = U_{Cao} = 590$ В, $C_{Er} = C_{Ea} = 0,17$ Ф. При параллельном включении обмоток аналогично включались две батареи конденсаторов и тогда $U_{Co} = 590$ В, $C_E = 0,34$ Ф.

В остальном, сочетание заданных величин для всех вариантов схем соединений обмоток приняты одинаковыми.

Расчетный анализ рабочего режима ЛИЭД при разных схемах питания его обмоток.

Результаты расчетов для четырех вариантов схем представлены на рис. 5-8 временными функциями избранных величин. Значения функций даны в относительных единицах (о.е.), но для числовой оценки назовем их масштабы, т.е. значения на 1 о.е.: токи – 5 А, силы – 400 кН, напряжения – 400 В, скорость – 1 м/с.

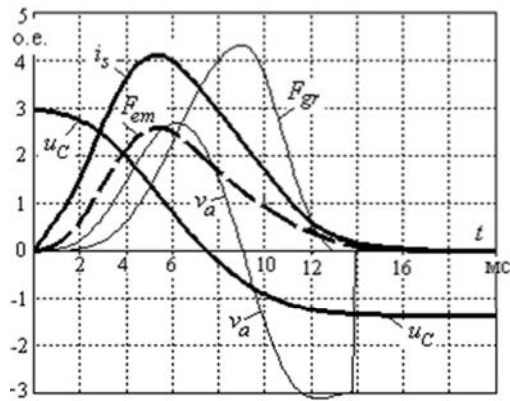


Рис. 5. Временные функции величин при последовательном питании обмоток без диода

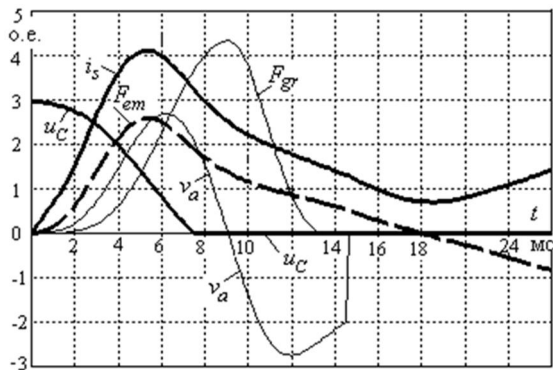


Рис. 6. Временные функции величин при последовательном питании обмоток с диодом

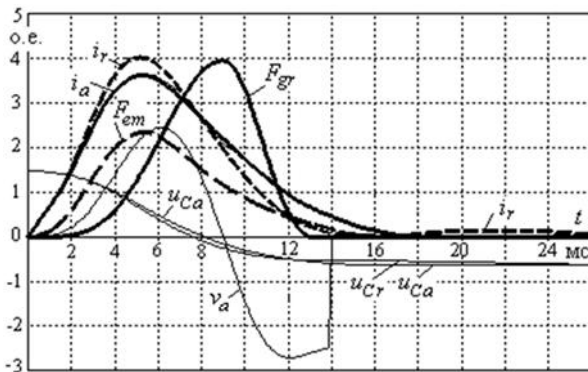


Рис. 7. Временные функции величин при независимом питании обмоток

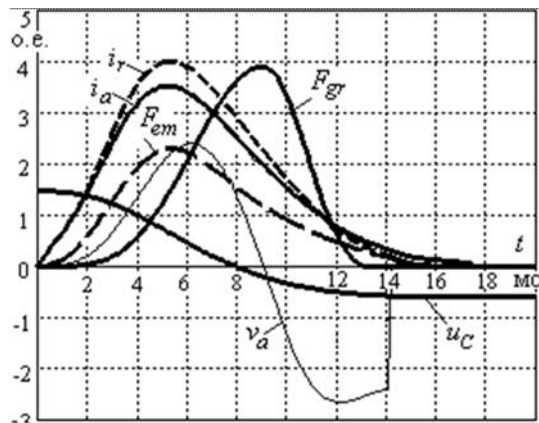


Рис. 8. Временные функции величин при параллельном питании обмоток

Отметим, что полезную ударную работу ЛИЭД производит пока якорь еще идет в грунт, т.е. скорость $v_a > 0$. Затем, при $v_a < 0$, происходит его отскок вверх до упора со сбросом скорости до нуля.

В табл. 1-2 представлены наиболее существенные рабочие параметрами ЛИЭД, а именно: максимумы токов i_r и $i_a - I_{rmax}$ и I_{amax} ; максимумы сил электромагнитной $F_{em} - F_{emmax}$ и реакции грунта $F_{gr} - F_{grmax}$, длительности импульсов этих сил t_{ime} и t_{img} , принцип определения которых дан в [2].

Важным функциональным параметром ЛИЭД, наряду с F_{emmax} , F_{grmax} , t_{ime} и t_{img} , и даже главным, считают импульс силы F_{em} [1-4]

$$S_{em} = \int_0^{t_{iem}} F_{em}(t) \cdot dt \quad (15)$$

Но более объективную оценку дает введенный нами [2-4] импульс силового воздействия непосредственно на грунт

$$S_{gr} = \int_0^{t_{img+}} F_{gr} dt \quad (16)$$

где t_{img+} – время действия силы F_{gr} до того момента, пока якорь еще движется в грунт (т.е. на рис. 5-8 пока еще $v_a > 0$).

Таблица 1

Электрические параметры ЛИЭД				
Схема	I_{rmax} , кА	I_{amax} , кА	U_{rel} , В	η_{elmec}
S1	20,5	20,5	550	0,214
S2	20,5	20,5	0	0,168
S3	20,0	18,0	244	0,170
S4	20,0	17,6	236	0,163

Таблица 2

Механические параметры ЛИЭД						
Схема	F_{emmax} , кН	t_{ime} , мс	S_{em} , Н·с	F_{grmax} , кН	t_{img} , мс	S_{gr} , Н·с
S1	1032	12,6	6688	1724	9,4	5621
S2	1032	16,5	7929	1727	9,7	5661
S3	935	13,5	6264	1576	9,4	5084
S4	919	13,7	6289	1558	9,5	5112

Работа ЛИЭД также оценивается условным КПД $\eta_{elmec} = W_{gr}/W_{el}$ [2-4], где механическая энергия де-

формации грунта – $W_{gr} = \int_0^{t_{img+}} F_{gr} v_a dt$; отданная кон-

денсаторами электрическая энергия

$$W_{el} = 0,5[C_{Er}(U_{Cro}^2 - U_{Crel}^2) + C_{Ea}(U_{Cao}^2 - U_{Carel}^2)],$$

где U_{Crel} , U_{Carel} – остаточные их напряжения.

Проведем сравнительную оценку рассмотренных вариантов схем S1-S4.

Варианты S1 и S2 с точки зрения воздействия на грунт (по импульсу S_{gr}) практически равноценны, но оба они эффективней по сравнению вариантами S3 и S4, в которых из-за имеющегося рассогласования токов обмоток силовое взаимодействие якоря и реактора несколько ослаблено. Но, с точки зрения эксплуатации, последние два варианта безусловно выигрывают по уровню используемого напряжения, хотя и требуют удвоенного расхода подводящего кабеля. Некоторое

различие параметров этих вариантов вызвано текущим различием напряжений конденсаторов.

Отличие варианта S2 заключается в затягивании импульса тока после завершения ударного воздействия на грунт. Этот ток поддерживается сначала за счет ЭДС самоиндукции, а затем за счет самовозбуждения обмоток посредством ЭДС движения.

В вариантах S1, S3 и S4 конденсаторы перезаряжаются и остаточное напряжение способствует ускоренному завершению импульсов, а остаточная энергия, в принципе, может использоваться в следующих импульсах. Интересно, что в варианте S3 возникает повторный незначительный импульс тока реактора за счет более поздно гасящегося импульса якоря, а потому он поддерживается за счет ЭДС движения.

За один рабочий импульс нагрев обмоток оказывается менее 1°C, несмотря на значительный максимум плотности тока – порядка 130 А/мм². Но при многократном повторении импульсов с указанным периодом T_{imp} нагревы становятся критичными. В этом отношении худшим является вариант S2, в котором из-за бесполезной затяжки импульса тока нагрев обмоток оказывается наибольшим.

Выводы. Представленные математические модели рабочего режима ЛИЭД при разных схемах включения обмоток позволяют объективно оценивать процесс ударного импульса, а также параметры его эффективности как источника сейсмических колебаний.

Численные расчеты в соответствии с этими моделями позволили выявить, что рассмотренные варианты схемы питания обмоток в целом равноценны и дают различия в эффективности ЛИЭД до 10 %, но при этом также выявлены характерные особенности каждого из вариантов.

С учетом всех факторов для практической реализации избрана схема с независимым питанием обмоток реактора и якоря. В расчетном отношении этот вариант является наиболее трудоемким. Но на предварительных этапах расчетного исследования ЛИЭД может использоваться схема с последовательным соединением обмоток (временные затраты уменьшаются более чем на порядок), а итоговые расчеты уже следует проводить на конкретно избранной схеме независимого включения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бару Ю.А., Мельник А.К., Ткаченко С.В., Милых В.И. Выбор типа и основных параметров линейного импульсного электродвигателя для невзрывных сейсмоисточников // *Электротехника і електромеханіка*. – 2008. – № 3. – С. 41-44.
2. Милых В.И., Ткаченко С.В. Алгоритмизована математическая модель линейного импульсного электродвигателя как ударного источника слабых сейсмических колебаний // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2011. – № 1. – С. 33-38.
3. Милых В.И., Ткаченко С.В. Математическая модель и анализ импульсного режима работы линейного электродвигателя при независимом питании его обмоток // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2011. – № 2. – С. 31-36.

4. Милых В.И., Ткаченко С.В. Аналіз впливу механічних параметрів лінійного електродвигуна на ефективність його роботи як джерела сейсмічних коливань // *Електроінформ*, Львів: ЕКОінформ. – 2010. – № 4. – С. 10-12.

5. Милых В.И., Ткаченко С.В. Математическое обеспечение численного анализа импульсного возбуждения линейного электродвигателя с двухпараметрической функцией магнитного потокоцепления // *Вісник Кременчуцького державного університету ім. М. Остроградського*. – Кременчук: КДУ. – 2010. – Вип. 3/2010(62). Ч. 2. – С. 70-73.

6. Meeker D. Finite Element Method Magnetics. Version 4.2. User's Manual, Sept. 26, 2006 // <http://femm.berlios.de>, 2005.

7. Милых В.И., Ткаченко С.В. Силовые взаимодействия в линейном электродвигателе для источников сейсмических колебаний // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2008. – № 6. – С. 36-39.

Bibliography (transliterated): 1. Baru Yu.A., Mel'nik A.K., Tkachenko S.V., Milyh V.I. Vybora tipa i osnovnykh parametrov linejnogo impul'snogo `elektrodvigatelya dlya nevzryvnykh sejsmoistochnikov // *Elektrotehnika i elektromehaniika*. - 2008. - № 3. - S. 41-44. 2. Milyh V.I., Tkachenko S.V. Algoritmizirovannaya matematicheskaya model' linejnogo impul'snogo `elektrodvigatelya kak udarnogo istochnika slabyyh sejsmicheskikh kolebanij // *Elektrotehnika i elektromehaniika*. - 2011. - № 1. - S. 33-38. 3. Milyh V.I., Tkachenko S.V. Matematicheskaya model' i analiz impul'snogo rezhima raboty linejnogo `elektrodvigatelya pri nezavisimom pitanii ego obmotok // *Elektrotehnika i elektromehaniika*. - 2011. - № 2. - S. 31-36. 4. Milyh V.I., Tkachenko S.V. Analiz vplivu mehanichnykh parametrov linijnogo elektrodviguna na effektivnist' jogo roboti yak dzhherela sejsmichnykh kolivan' // *Elektroinform*, L'viv: EKOinform. - 2010. - № 4. - S. 10-12. 5. Milyh V.I., Tkachenko S.V. Matematicheskoe obespechenie chislennogo analiza impul'snogo vzbuzhdeniya linejnogo `elektrodvigatelya s dvuhparametricheskoj funkciej magnitnogo potokoscepleniya // *Visnik Kremenchuc'kogo derzhavnogo universitetu im. M. Ostrogradskogo*. - Kremenchuk: KDU. - 2010. - Vip. 3/2010(62). Ch. 2. - S. 70-73. 6. Meeker D. Finite Element Method Magnetics. Version 4.2. User's Manual, Sept. 26, 2006 // <http://femm.berlios.de>, 2005. 7. Milyh V.I., Tkachenko S.V. Silovye vzaimodejstviya v linejnom `elektrodvigatеле dlya istochnikov sejsmicheskikh kolebanij // *Elektrotehnika i elektromehaniika*. - 2008. - № 6. - S. 36-39.

Поступила 14.04.2011

Милых Владимир Иванович, д.т.н., проф.

Ткаченко Сергей Валериевич

Национальный технический университет

"Харьковский политехнический институт"

кафедра "Электрические машины"

61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21

тел. (057) 707-65-14; e-mail: mvikpi@kpi.kharkov.ua

Milykh V.I., Tkachenko S.V.

Comparative analysis of winding connection diagrams of a linear pulse electric motor.

Variants of reactor and armature windings connection diagrams for a linear electric motor of percussion action on ground under exploration are considered. The connection diagrams are compared by means of the motor pulsed operation computation on the basis of formulated mathematical models. Their feature is nonlinear two- and three-parameter functions of the windings differential inductive parameters and electromagnetic force of the reactor and the armature interaction.

Key words – linear electric motor, windings, pulsed operation, mathematical models, calculation and analysis.

МОДЕЛЮВАННЯ ДИНАМІЧНИХ НАВАНТАЖЕНЬ ІЗ ЗМІНОЮ СХЕМИ З'ЄДНАННЯ ФАЗ АСИНХРОННОГО ДВИГУНА "ТРИКУТНИК – ЗІРКА"

При моделюванні динамічних режимів зміни схеми з'єднання фаз статора за допомогою розробленої математичної моделі асинхронного двигуна досліджено можливості зменшення динамічних навантажень.

При моделировании динамических режимов изменения схемы соединения фаз статора с помощью разработанной математической модели асинхронного двигателя исследованы возможности уменьшения динамических нагрузок.

ВСТУП

Забезпечення енергоефективної роботи асинхронного електроприводу при зміні навантаження можна досягти зміною напруги живлення. Це дозволяє стабілізувати ковзання, рівень насичення магнітного кола і підтримувати майже на номінальному рівні величини коефіцієнтів корисної дії та потужності. Ефективний дискретний спосіб такої зміни це переключення схеми з'єднання фаз "трикутник – зірка". Але його застосування, зокрема в електроприводі ескалатору метрополітену, обмежується значними динамічними навантаженнями в механічних ланках електромеханічної системи (ЕМС). В той же час відомий та апробований на практиці спосіб обмеження динамічних навантажень при керуванні електромагнітними перехідними процесами в асинхронному двигуні (АД) із зміною моменту та фази комутації обмоток статора напівпровідниковими ключовими елементами [1].

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ

Дослідження можливостей зміни динамічних навантажень та розробка алгоритму керування комутаторами повинні спиратись на ефективні і адекватні математичні моделі ЕМС з АД. Сучасним засобом моделювання складних електромеханічних систем є система імітаційного та структурного моделювання MATLAB-Simulink. Стандартні блоки АД бібліотек SimPowerSystems, Simscape цієї системи побудовано на математичній моделі, яка відповідає рівнянням електричної рівноваги, записаним відносно проєкцій сумарних просторових комплексів для схеми з'єднання фаз статора – "зірка". Це не відповідає умовам даного дослідження і потребує складання відповідної моделі АД із використанням методів структурного моделювання підсистеми Simulink і оформлення її у вигляді нового блоку.

Потрібну модель, із довільною схемою з'єднання фаз статора, розроблено в роботі [2]. Для оцінки можливості застосування цієї моделі для моделювання режимів зміни схеми з'єднання фаз статора, в даній роботі, на прикладі ЕМС із АД 4A355S8, досліджено особливості процесів зміни схеми з'єднання фаз "трикутник – зірка".

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ

Математичну модель ЕМС з АД в системі імітаційного та структурного моделювання MATLAB-Simulink для дослідження динамічних режимів зміни схеми з'єднання фаз "трикутник – зірка" наведено на рис. 1.

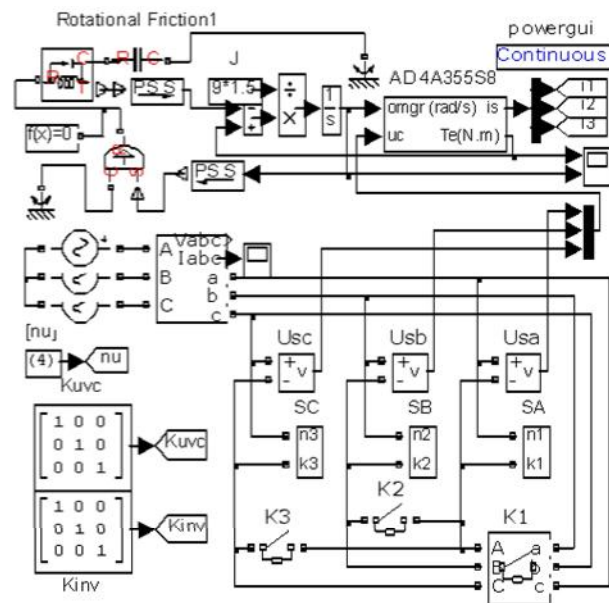


Рис. 1. Математична модель ЕМС з АД при переключеннях "трикутник – зірка"

Дана модель крім стандартних блоків бібліотек SimPowerSystems, Simscape складається з блоку AD4A355S8, який реалізує математичну модель АД із довільною схемою з'єднання фаз [2]. Інтеграція цієї моделі до системи імітаційного моделювання здійснюється блоками SA, SB, SC, які побудовано із використанням бібліотечних блоків керування джерел струму [2] і моделюють електричні кола фаз статора. Узгодження математичної моделі АД із зовнішньою мережею здійснюється матрицями $[Kuv]$, $[Kin]$ – перетворень напруг фаз до напруг мережі і незалежних струмів фаз до струмів всіх фаз. Матриця $[nu]$ задає порядки гармонік МРС. Блок AD4A355S8 використовує сталі параметри АД, які визначаються в ньому [2] за номінальними параметрами заступної схеми. Вхідними сигналами є напруги зовнішньої мережі і частота обертання ротора, вихідними – величини струмів всіх фаз та електромагнітного моменту.

Зміна схеми з'єднання фаз "трикутник" на схему "зірка" здійснюється розмиканням трифазного контактора K1 (час $t_{вкл.1}$) та замиканням контакторів K2, K3 (час $t_{вкл.2}$, $t_{вкл.3}$, відповідно). Рівняння механічної рівноваги моделюється засобами системи Simulink. Момент опору на валу АД задано блоком бібліотеки Simscape.

МОДЕЛЮВАННЯ ДИНАМІЧНИХ РЕЖИМІВ

Дослідження режимів роботи при переключенні "трикутник – зірка" здійснено на базі ЕМС із АД 4А355S8. Зведений момент інерції є 1.5 кратним до моменту інерції ротора. Момент опору змінюється в межах 0.1...0.3 номінального пропорційно швидкості. Як показало моделювання при даних умовах зміна схеми з'єднання фаз АД забезпечує підвищення коефіцієнту потужності з 0.6 до 0.85.

Протікання перехідних процесів ускладнюється взаємодією струмів короткозамкненого ротора, які не затухли, з післякомутаційними струмами фаз статора. Їх співвідношення обумовлює величини кидків струмів та електромагнітного моменту. Режим, який досліджується, складається з пуску та роботи із схемою "трикутник", розмикання контактора К1 і режиму затухання струмів ротора, замикання контакторів К2, К3 і роботи із схемою "зірка". На рис.2, 3 наведено розрахункові залежності зміни в часі електромагнітного моменту та частоти обертання ротора.

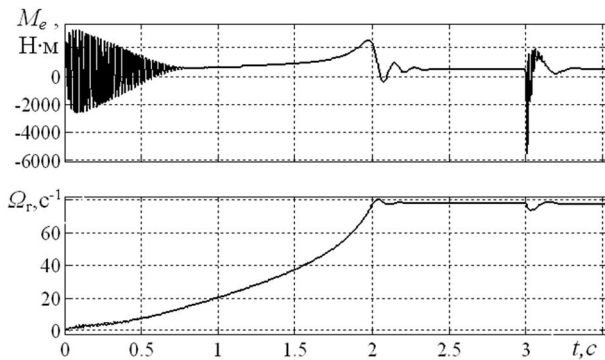


Рис. 2. Динамічні характеристики: $t_{\text{вкл.1}} = 3$ с;
 $t_{\text{вкл.2}} = 3.001$ с; $t_{\text{вкл.3}} = 3.001$ с

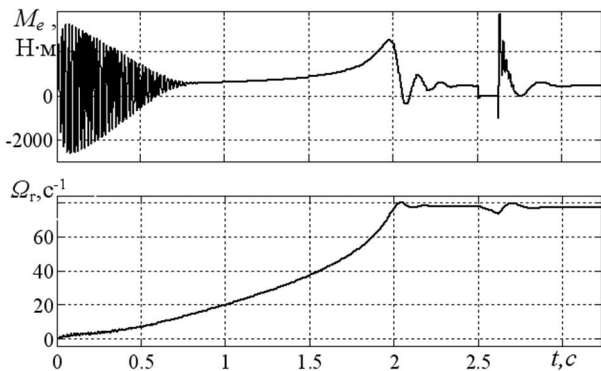


Рис. 3. Динамічні характеристики: $t_{\text{вкл.1}} = 2.5$ с;
 $t_{\text{вкл.2}} = 2.62$ с; $t_{\text{вкл.3}} = 2.62$ с

Видно, що кидки електромагнітного моменту при замиканні контакторів К2, К3 ставлять під сумнів працездатність даної схеми без додаткових заходів по їх зниженню. Варіювання величиною затримки замикання контакторів К2, К3 після розмикання К1 дозволяє зменшити кидки моменту.

Максимального ефекту можна досягти при почерговому спрацьовуванні контакторів К2, К3 із потрібними затримками. Фрагмент динамічних характеристик із подібною мінімізацією показано на рис. 4. Час спрацьовування контакторів визначено за результатами серії чисельних експериментів із використанням наведеної математичної моделі. Видно, що порівняно з варіантом рис. 2 від'ємний кидок моменту зменшився на порядок.

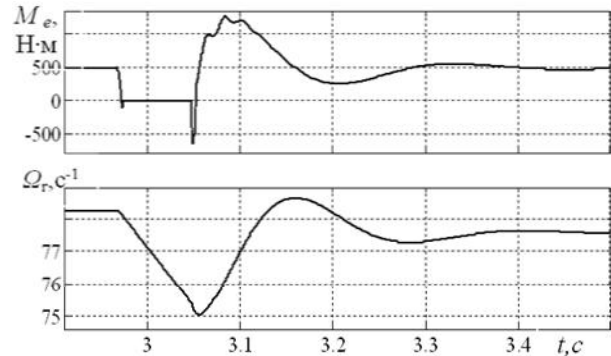


Рис. 4. Динамічні характеристики: $t_{\text{вкл.1}} = 2.966$ с;
 $t_{\text{вкл.2}} = 3.0526$ с; $t_{\text{вкл.3}} = 3.0472$ с

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Мамедов Ф.А., Резниченко В.Ю., Малиновский А.Е. Принцип формирования переходных процессов в асинхронных двигателях при несимметричных режимах // Тр. Моск. энергет. ин-та. – 1974. – Вып. 196. – С. 11-19.
2. Попович О.М. Математична модель для дослідження режимів асинхронних машин електромеханотронних систем // Техн. електродинаміка. – 2010. – № 4. – С. 25-32.

Bibliography (transliterated): 1. Mamedov F.A., Reznichenko V.Yu., Malinovskij A.E. Princip formirovaniya perehodnyh processov v asinhronnyh dvigatelyah pri nesimmetrichnyh rezhimakh // Tr. Mosk. `energet. in-ta. - 1974. - Vyp. 196. - S. 11-19. 2. Popovich O.M. Matematichna model' dlya doslidzhennya rezhimiv asinhronnih mashin elektromehanotronnih sistem // Tehn. elektrodinamika. - 2010. - № 4. - S. 25-32.

Надійшла 05.10.2010

Попович Олександр Миколайович, к.т.н., с.н.с.
Институт электродинамики НАН Украины
03680, Киев, пр. Победы, 56
тел. (044) 454-26-37

Popovich O.M.

Modeling of dynamic loads under delta-to-star conversion of an asynchronous motor phase connection.

At modeling of dynamic conditions of delta-to-star conversion of stator phase connection by means of a developed mathematical model of an asynchronous motor, feasibility of dynamic load dropping is investigated.

Key words – asynchronous motor, stator phase connection, delta-star conversion, dynamic conditions, modeling.

ВИЗНАЧЕННЯ ПАЗОВОГО РОЗСПОВАННЯ СТАТОРА АСИНХРОННОГО ДВИГУНА З УРАХУВАННЯМ НАСИЧЕННЯ, ЗІГЗАГ-РОЗСПОВАННЯ, ВЗАЄМНОЇ ІНДУКТИВНОСТІ ФАЗ

Показана можливість врахування зігзаг-розсіювання і взаємної індуктивності фаз по шляхам пазового розсіювання при визначенні пазового розсіювання статора асинхронного двигуна. Проведено дослідження з формуванням залежностей зміни індуктивності пазового розсіювання в функції зміни кута повороту ротора та величини струму в кратності до номінального.

Показана можливість урахування зігзаг-рассеивания и взаимной индуктивности фаз по путям пазового рассеивания при определении пазового рассеивания статора асинхронного двигателя. Проведено исследование с формированием зависимостей изменения индуктивности пазового рассеивания в функции изменения угла поворота ротора и величины тока в кратности к номинальному.

ВСТУП

Основним засобом електромеханічного перетворення енергії є асинхронний двигун (АД). Ефективність його роботи суттєво впливає на ефективність використання енергоресурсів. Підвищення величини експлуатаційних енергетичних коефіцієнтів АД досягається його проектуванням в складі електромеханічної системи (ЕМС) з урахуванням реальних експлуатаційних режимів роботи і відповідним формуванням цих режимів.

Якість проектування АД значною мірою обумовлюється рівнем адекватності математичної моделі, яка залежить від точності визначення електромагнітних параметрів в досліджуваних режимах роботи, зокрема параметрів розсіювання. Крім визначення величини цих параметрів в номінальних режимах роботи треба знати залежності їх зміни в функції параметрів робочих режимів – струмів, напруг, частоти обертання. Дослідження із сталими параметрами спирається на результуюче розсіювання, де не є суттєвою питома вага окремих складових. Врахування нелінійності електромагнітних параметрів потребує підвищення точності визначення складових розсіювання.

В рамках даної роботи показано можливості уточненого визначення параметрів розсіювання з урахуванням зігзаг-розсіювання та взаємної індуктивності фаз за потоком пазового розсіювання. Зігзаг-розсіювання статора обумовлюється потоком, який перетинає повітряний проміжок, проходить коронками зубців ротора без зчеплення із його обмоткою. Питома вага цього потоку залежить від конфігурації зубцевої зони, її насичення та кута повороту ротора відносно статора. Взаємна індуктивність фаз за шляхами потоку розсіювання залежить від типу обмотки і суттєво впливає на визначення параметрів заступної схеми.

Взаємну індуктивність фаз за шляхами потоків пазового розсіювання оцінимо за результатами чисельного розрахунку магнітного поля АД. Величину індуктивності пазового розсіювання статора можна знайти визначенням магнітного потоку пазового розсіювання. Такий підхід потребує розрахунку величини магнітного потоку через поперечну середню лінію пазу за допомогою наступного виразу [1]:

$$\Phi_{\sigma Y} = l_1 \int_0^{h_n} B_Y dx, \quad (1)$$

де l_1 – активна довжина машини; h_n – висота паза; B_Y – часовий комплекс Y -ої складової магнітної індукції по висоті пазу.

Вираз для визначення індуктивності пазового розсіювання, при нехтуванні взаємною індуктивністю, буде мати вигляд

$$l_{sn} = \sum_{i=1}^{i=n} \Phi_{\sigma Y_{cp}} W / I_{\delta}, \quad (2)$$

де $\sum_{i=1}^{i=n} \Phi_{\sigma Y_{cp}}$ – сумарне, для n -ої кількості пазів на

фазу, середнє значення потоку через поперечну середню лінію пазу фази за кутовим переміщенням ротора відносно статора; W – число витків фази; I_{δ} – діюче значення струму у фазі обмотки статора.

При обмеженні області інтегрування висотою паза статора не враховується частина магнітного потоку розсіювання статора, що проходить коронками зубців ротора (зігзаг розсіювання). Співвідношення цих потоків залежить від конфігурації зубцевої зони та насичення. У зв'язку з чим проведемо порівняння отриманих значень індуктивності пазового розсіювання статора АД 4А80А2 при врахуванні і без врахування магнітного потоку через коронки зубців ротора.

РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ

На рис. 1 наведена розрахункова картина розподілу векторного магнітного потенціалу A_z АД у вигляді фонового зафарбовування та сімейства ізольованих. Така картина розподілу A_z отримана за результатами чисельного розрахунку, методом скінчених елементів, активної зони АД 4А80А2 з параметрами $l_1 = 0.078$ м, $h_n = 0.012$ м, $W = 244$, $I_{\delta} = 3.3$ А. У відповідності з отриманою конфігурацією магнітного поля та виразом (2) індуктивність пазового розсіювання становить $l_{sn} = 0.0066$ Гн.

На рис. 2 наведена картина розподілу векторного магнітного потенціалу A_z АД при відсутності взаємної індукції між обмотками статора та стрижнями ротора. При цьому шлях власного потоку обмотки статора лежить через ярмо, паз, зубці та коронки зубців статора. Для отримання такої картини поля введені додаткові умови, які полягали в обмеженні протікання потоку через клітку ротора. Для чого накладались умови маг-

нітної ізоляції по діаметру росточки статора.

При такій конфігурації магнітного поля, що відповідає тільки картині магнітного поля потоку розсіювання, при живленні лише однієї фази, індуктивність пазового розсіювання розраховується за наступним виразом.

$$l_{sn} = \frac{2wl_1}{I_0} \int_0^S A_z ds. \quad (3)$$

де w – число витків в котушці; S – сумарна площа поперечного перетину сторін усіх котушок фази, що мають струми одного напрямку. Згідно з виразом (3) $l_{sn} = 0.0015$ Гн.

На рис. 3 наведена картина розподілу векторного магнітного потенціалу A_z АД, з урахуванням протікання потоку пазового розсіювання коронками зубців ротора також при живленні лише однієї фази. Для отримання такої картини поля, проводилась лінія з умовою магнітної ізоляції, що окреслювала границі коронки зубців ротора. Врахування таким чином можливості протікання потоку розсіювання коронками зубців призводить до значного збільшення індуктивності розсіювання, що згідно з виразом (3) становить $l_{sn} = 0.005$ Гн.

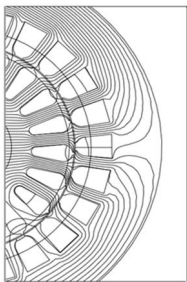


Рис. 1

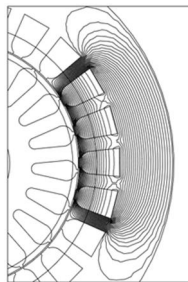


Рис. 2

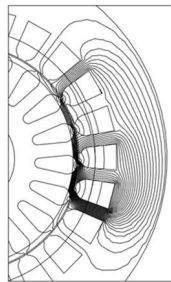


Рис. 3

Таким чином, l_{sn} у випадку врахування протікання потоку розсіювання коронками зубців, перевищуватиме більш ніж у 3 рази l_{sn} порахованого для випадку протікання потоку суто через ділянки статора. Слід зазначити, що отримані результати картин розподілу A_z (рис. 2, 3) дають можливість визначити за виразом (3) l_{sn} та взаємну індуктивність фаз за шляхами пазового розсіювання m_{sn} при відсутності впливу на магнітний стан осердя статора струмів обмоток інших фаз. При одночасному живленні всіх трьох фаз симетричною трифазною системою струмів магнітний стан наближається до номінального, але внаслідок особливостей системи рівнянь симетричної трифазної системи визначити можна лише суму $l_{sn} + |m_{sn}|$, без можливості розподілу її на складові. Порівняння суми величин $l_{sn} + |m_{sn}|$ для однофазної системи з результатом моделювання трифазного симетричного випадку дало їх співпадіння, що дало можливість оцінити адекватність моделі визначення величини параметрів за результатами моделювання несиметричного варіанту. Такий розрахунок звісно не враховуватиме вплив на потік розсіювання основного потоку взаємодії статор-ротор, що дасть дещо наближені результати.

Картина поля на рис. 3 свідчить про залежність розподілу векторного магнітного потенціалу від

взаємного розташування зубців статора та ротора. Через що значення індуктивності пазового розсіювання буде циклічно змінюватись в залежності від кута повороту ротора і залежати від ступені насиченості ділянок магнітопроводу.

Тому на прикладі АД 4А80А2, проведено дослідження з формуванням залежностей зміни індуктивності пазового розсіювання в функції зміни кута повороту ротора та величини струму в кратності до номінального.

На рис. 4 (крива 1) приведена залежність зміни індуктивності власного пазового розсіювання статора в функції кута переміщення ротора відносно статора для випадку двигуна з одношаровою обмоткою з $q = 2$ при її номінальному струмові, що реалізований на базі магнітопроводу АД 4А80А2. Циклічність зміни індуктивності розсіювання за кутовим переміщенням ротора виконується кожні 18° з перепадом її значення в 2.8 рази. На рис. 5 (крива 3) представлена залежність середнього значення власної індуктивності пазового розсіювання статора за кутовим переміщенням ротора відносно статора l_{sn} в функції величини струму в кратності до номінального k_i . Як видно, при переході від пускового, з $k_i = 7$, до номінального режиму середнє значення власної індуктивності пазового розсіювання змінюється у 2 рази.

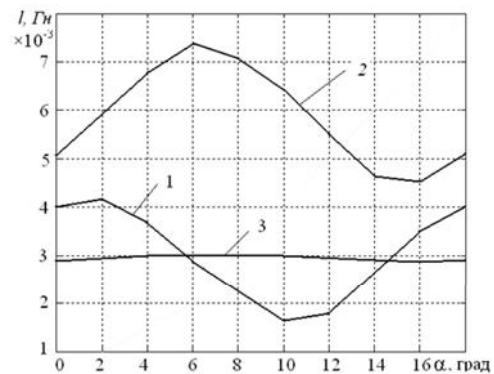


Рис. 4

На рис. 4 (крива 2) та рис. 5 (крива 1) приведені аналогічні залежності для випадку одношарової обмотки з $q = 4$. Значення індуктивності пазового розсіювання при переході з пускового до номінального режиму змінюється більш ніж в 2 рази, повторюваність індуктивності розсіювання по кутовому переміщенню ротора спостерігається також кожні 18° , але з дещо нижчим перепадом її значення.

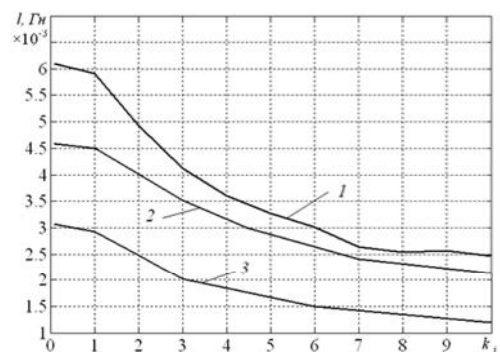


Рис. 5

Значення власної індуктивності пазового розсіювання статора по кутовому переміщенню ротора відносно статора при шестикратному струмові змінюється не значно (рис. 4 крива 3).

На рис. 5 (крива 2) та рис. 6 представлені аналогічні вище приведеним залежності для випадку двошарової обмотки з $q = 4, y = 1-11$. Так, значення індуктивності пазового розсіювання при переході з пускового до номінального режиму змінюється до 2 разів (рис. 5 крива 3), повторюваність індуктивності розсіювання по кутовому переміщенню ротора є не змінною, з перепадом її значення в 1.57 разів (рис. 6 крива 1). При шестикратному струмові значення індуктивності пазового розсіювання майже не змінюється (рис. 6 крива 2). Подібні ж закономірності спостерігаються і для випадку з двошаровою обмоткою з $q = 4, y = 1-10$.

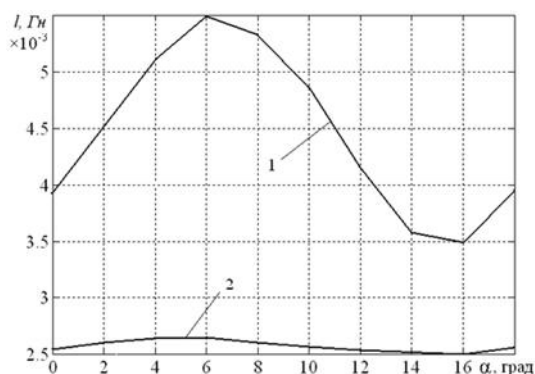


Рис. 6

Так, на рис. 7-8 приведені зворотні залежності зміни відношення власної та взаємної індуктивності фаз статора за шляхами пазового розсіювання k_{lmm}^{-1} [2] в функції кута переміщення ротора відносно статора при номінальному (крива 1) та шестикратному струмах (крива 2) обмотки статора для двошарової обмотки з $q = 4, y = 1-11$ та при номінальному (крива 1) та шестикратному струмах (крива 2) обмотки статора для двошарової обмотки з $q = 4, y = 1-10$ відповідно.

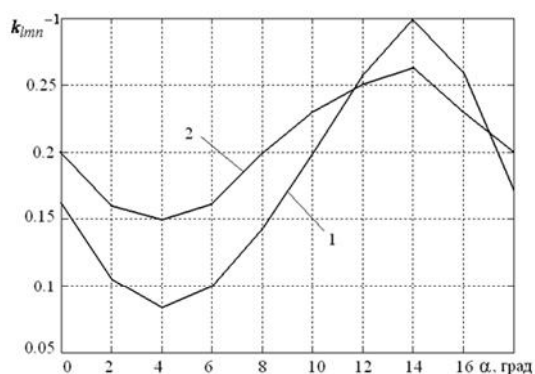


Рис. 7

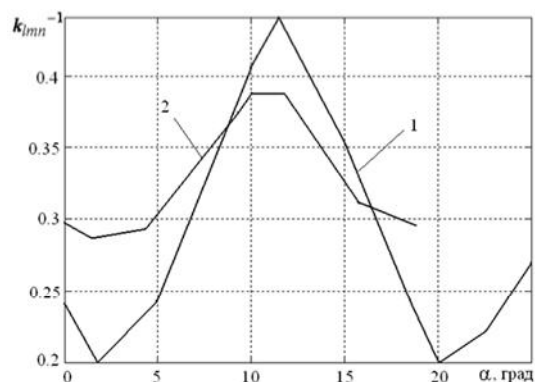


Рис. 8

Як бачимо, відношення взаємної індуктивності фаз статора за шляхами пазового розсіювання до власної індуктивності пазового розсіювання статора k_{lmm}^{-1} в залежності від кута переміщення ротора відносно статора для двошарової обмотки з $q = 4, y = 1-11$ коливається в межах 0.1-0.3, для двошарової обмотки з $q = 4, y = 1-11$ в межах 0.2-0.4.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Васковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин: Навч. посіб. – К.: НТУУ "КПІ", 2007. – 192 с.
2. Попович О.М. Математична модель для дослідження режимів асинхронних машин електромеханотронних систем // Техн. електродинаміка. – 2010. – № 4. – С. 25-32.

Bibliography (transliterated): 1. Vas'kovskij Yu.M. Pol'ovij analiz elektrichnih mashin: Navch. posib. - K.: NTUU "KPI", 2007. - 192 s. 2. Popovich O.M. Matematichna model' dlya doslidzhennya rezhimiv asinhronnih mashin elektromehanotronnih sistem // Tehn. `elektrodinamika. - 2010. - № 4. - S. 25-32.

Надійшла 05.10.2010

Попович Олександр Миколайович, к.т.н., с.н.с.,
Головань Іван Васильович, к.т.н., н.с.
Інститут електродинаміки НАН України
03680, Київ, пр. Перемоги, 56
тел. (044) 454-26-37

Popovich O.M., Golowan I.V.

Determination of an asynchronous motor stator slot dispersion with an allowance for saturation, zigzag dispersion, mutual inductance of phases.

Possibility of an allowance for zigzag dispersion and mutual inductance of phases along the slot dispersion paths when determining slot dispersion in an asynchronous motor stator is shown. Studies with formation of dependences of slot dispersion inductance change versus rotor rotation angle change and versus current magnitude at a ratio to the rated value are carried out.

Key words – asynchronous motor, stator slot dispersion, zigzag dispersion, mutual inductance of phases, studies.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ТРИФАЗНОГО АСИНХРОННОГО МОТОРА В ОДНОФАЗНОМУ СТАНІ

Пропонується математична модель трифазного асинхронного мотора в однофазному стані із-за відсутності конденсаторної батареї. Диференціальні рівняння електромеханічного стану записано в нормальній формі Коші. Передбачено стрибкоподібну зміну струмів в комутаційних процесах. Подаються результати комп'ютації перехідних процесів.

Предлагается математическая модель трехфазного асинхронного двигателя в однофазном режиме при отсутствии конденсаторной батареи. Дифференциальные уравнения электро механического состояния записаны в нормальной форме Коши. Предвидено скачкообразное изменение токов в коммутационных процессах. Приводятся результаты расчета на ЭВМ переходных процессов.

ВСТУП

Двофазний стан трифазного асинхронного мотора за відсутності конденсаторної батареї – достатньо частий випадок в практиці експлуатації електричних машин. Він може бути наперед передбачуваний за відсутності трифазного джерела живлення, а може бути як аварійний стан в робочому стані за трифазного живлення. Математична модель такого стану роботи мотора потрібна не тільки для безпосереднього дослідження перехідних і усталених процесів самого мотора, але над усе вона потрібна при моделюванні складних електромеханічних систем, бо це чи не єдиний адекватний підхід моделювання всеможливих несиметричних процесів у системі. В такому разі в комутаційних станах при виникненні тої чи іншої несиметрії в системі зазвичай відбувається стрибкоподібний перерозподіл струмів в обмотках електротехнічних пристроїв. Без врахування цього явища змоделювати правильно фізичний процес неможливо. Для цього в пропонованій моделі подаються відповідні формули зняття проблеми диференціювання рівнянь стану з розривними в часі функціями.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ

Математичну модель трифазного асинхронного мотора в однофазному стані можна одержати природно, виходячи з основних законів електротехніки за тих чи інших прийнятих в основу аналізу припущень. Але такий шлях був би порівняно трудомістким. Тому ми поступимо простіше, виходячи з відомої добре апробованої на практиці моделі трифазного стану мотора. Найзручнішою тут є L -модель у косогональних координатах [1, 2]. Не ускладнюватимемо виклад обтяжливими рівняннями квазістаціонарного електромагнетного поля, що описують поверхневі явища в обмотці ротора, і які не мають тут принципового значення. Заодно знехтуємо і явищем насичення магнетопроводу, яке в типових електромеханічних системах малопомітне. При потребі вони можуть бути враховані таким же чином, як це робиться в стандартній ситуації. За таких умов диференціальні рівняння згадуваної математичної моделі в розгорнутому вигляді приймають вигляд (об-

мотка ротора за числом витків вважається приведеною до числа витків обмотки статора) [2]:

$$\begin{array}{|c|c|c|c|} \hline l_s + l_m & & l_m & \\ \hline & l_s + l_m & & l_m \\ \hline l_m & & l_R + l_m & \\ \hline & l_m & & l_R + l_m \\ \hline \end{array} \frac{d}{dt} \begin{array}{|c|} \hline i_{SA} \\ \hline i_{SB} \\ \hline i_{RA} \\ \hline i_{RB} \\ \hline \end{array} = \begin{array}{|c|} \hline \frac{u_{SA} - ((2r_{SA} + r_{SC})i_{SA} + (r_{SC} - r_{SB})i_{SB})/3}{u_{SB} - ((r_{SC} - r_{SA})i_{SA} + (2r_{SB} - r_{SC})i_{SB})/3} \\ \hline - \frac{\omega(\psi_{RA} + 2\psi_{RB})/\sqrt{3} - r_R i_{RA}}{\omega(2\psi_{RA} + \psi_{RB})/\sqrt{3} - r_R i_{RB}} \\ \hline \end{array} \quad (1)$$

де i_{SA}, i_{SB} – фазні струми обмотки статора за умови, що $i_{SC} = -i_{SA} - i_{SB}$; u_{SA}, u_{SB} – фазні напруги обмотки статора; i_{RA}, i_{RB} – перетворені струми обмотки ротора; ψ_{RA}, ψ_{RB} – перетворені повні потокозчеплення обмотки ротора; ω – кутова швидкість ротора в ел.рад./с; l_m – основна індуктивність машини; l_s, l_r – індуктивності дисипації обмоток статора й ротора; r_{SA}, r_{SB}, r_{SC} – резистивні опори фаз обмотки статора; r_R – еквівалентний опір обмотки ротора. Тут

$$u_{SA} = U_m \sin \omega_0 t; \quad u_{SB} = U_m \sin(\omega_0 t - 2\pi/3), \quad (2)$$

де U_m – амплітуда мережі живлення; ω_0 – її кутова частота.

Повні потокозчеплення обмотки ротора, а заодно й статора шукаємо у звичайний спосіб

$$\begin{aligned} \Psi_{Sk} (k = A, B) &= \frac{1}{\alpha_m} (i_{Sk} + i_{Rk}) + \frac{1}{\alpha_S} i_{Sk}; \\ \Psi_{Rk} (k = A, B) &= \frac{1}{\alpha_m} (i_{Sk} + i_{Rk}) + \frac{1}{\alpha_R} i_{Rk}; \end{aligned} \quad (3)$$

де $\alpha_m = 1/l_m$ – обернена основна індуктивність машини; $\alpha_S = 1/l_s$; $\alpha_R = 1/l_r$ – обернені індуктивності дисипації обмотки статора й ротора.

Якщо тепер від першого рядка рівняння (1) відняти другий і накласти умову обриву фази С: $i_{SB} = -i_{SA} = -i_s$, то одержимо рівняння електромагнетного стану мотора [2]

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_S \\ i_{RA} \\ i_{RB} \end{bmatrix} = \frac{T}{2} \begin{bmatrix} \alpha_S(\alpha_R + \alpha_m) & -\alpha_S\alpha_R & \alpha_S\alpha_R \\ -\alpha_S\alpha_R & \frac{\alpha_R}{\alpha_R + \alpha_m} \left(\alpha_S\alpha_R + \frac{2\alpha_m}{T} \right) & -\frac{\alpha_S\alpha_R^2}{\alpha_R + \alpha_m} \\ \alpha_S\alpha_R & -\frac{\alpha_S\alpha_R^2}{\alpha_R + \alpha_m} & \frac{\alpha_R}{\alpha_R + \alpha_m} \left(\alpha_S\alpha_R + \frac{2\alpha_m}{T} \right) \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\begin{bmatrix} \sqrt{3}U_m \sin(\omega t + 30^\circ) - (r_{SA} + r_{SB})i_S \\ -u_{RA} - \omega(\Psi_{RA} + 2\Psi_{RB})/\sqrt{3} - r_R i_{RA} \\ -u_{RB} + \omega(2\Psi_{RA} + \Psi_{RB})/\sqrt{3} - r_R i_{RB} \end{bmatrix}$$

де $T = 1/(\alpha_S + \alpha_R + \alpha_m)$ – коефіцієнт; $u_{RA} = 0$; $u_{RB} = 0$.

Рівняння електромагнетного стану мотора треба доповнити рівняннями механічного руху (штивністю і дисипацією механічних ланок, – як це прийнято в теорії електричних машин, – нехтуємо) [1, 2]

$$\frac{d\omega}{dt} = J(M_E - M) / p_0; \quad (5)$$

де M_E – електромагнетний момент; M – механічний момент; J – момент інерції; p_0 – кількість пар магнетних полюсів машини

$$M_E = \sqrt{3} p_0 (i_{RA} i_{RB} - i_{RB} i_{SA}) / \alpha_m \quad (6)$$

Якщо взяти до уваги, що в однофазному стані $i_{SB} = -i_{SA} = -i_S$, то виразу (6) можемо надати простішого остаточного вигляду

$$M_E = -\sqrt{3} p_0 i_S (i_{RA} + i_{RB}) / \alpha_m. \quad (7)$$

Диференціальні рівняння (4), (5) – шукана А-модель однофазного стану трифазного асинхронно-го мотора.

Щоб узагальнити (4) на випадок урахування поверхневих явищ у обмотці ротора, достатньо в колонки вільних членів ввести напруги пазових частин обмотки ротора $-u_{RA}$, $-u_{RB}$, які знаходимо в результаті інтегрування рівнянь квазістационарного електромагнетного поля в просторі пазових частин струмопровода [2].

Так, фізичний процес у глибокому прямокутному пазу описується диференціальними рівняннями квазістационарного електромагнетного поля [1,2]

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{v_0}{\gamma} \frac{\partial^2 H}{\partial z^2} - \Omega H; \quad E = -\frac{1}{\gamma} \frac{\partial H}{\partial z}; \quad (8)$$

$$\lambda(\lambda = H, E) = (\lambda_A, \lambda_B)_t; \quad 0 \leq z \leq h; \quad +0 \leq t \leq \infty.$$

де H , E – колонки фазних напруженостей магнетного й електричного поля в еквівалентних пазах ротора; v_0 , γ – приведені релуктивність і електропровідність провідника в пазах ротора; z – просторова координата за глибиною паза h ; Ω – матриця кутової частоти обертання ротора

$$\Omega = \frac{\omega}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} -1 & -2 \\ 2 & 1 \end{bmatrix}. \quad (9)$$

Поява в диференціальному рівнянні доданка, що містить матрицю (9) пов'язано з тим, що обмотка ротора вважається приведеною за частотою до обмотки статора.

Маючи на кожному часовому кроці інтегрування значення фазних векторів напруженостей електрично-

го поля, напруги на пазових ділянках проводів, що пролягають у глибоких пазах знаходимо згідно з [2]

$$u_{RA} = E_A(0)l; \quad u_{RB} = E_B(0)l, \quad (10)$$

де $E_A(0)$, $E_B(0)$ – значення напруженостей електричного поля на поверхні паза; l – довжина паза.

Тепер сумісному інтегруванню підлягає система змішаних диференціальних рівнянь (4), (5), (8).

У випадку фігурних пазів ротора аналіз практично залишається таким самим, лише в правій частині рівнянь (8) появиться додаткова просторова координата. Користуючись рівняннями (4) для відтворення несиметрії системи, що виникає в результаті тої чи іншої комутації, необхідно враховувати узагальнені закони комутації [1, 2]

$$\Psi_S(+0) = \Psi_S(-0) = \Psi_{SA}(-0) - \Psi_{SB}(-0); \quad (11)$$

$$\Psi_{RA}(+0) = \Psi_{RA}(-0); \quad \Psi_{RB}(+0) = \Psi_{RB}(-0).$$

Праві частини рівнянь (8) знаходимо згідно з виразами (3). Ліві – виходячи з сумісного розв'язання (3), (8):

$$\Psi_S(+0) = \frac{1}{\alpha_m} (2i_S(+0) + i_{RA}(+0) - i_{RB}(+0)) + \frac{2}{\alpha_S} i_S(+0);$$

$$\Psi_{RA}(+0) = \frac{1}{\alpha_m} (i_S(+0) + i_{RA}(+0)) + \frac{1}{\alpha_R} i_{RA}(+0); \quad (12)$$

$$\Psi_{RB}(+0) = \frac{1}{\alpha_m} (-i_S(+0) + i_{RB}(+0)) + \frac{1}{\alpha_R} i_{RB}(+0);$$

Розв'язуючи (9) стосовно струмів, знаходимо покомутаційні значення струмів у момент часу $t = +0$

$$i_S(+0) = \alpha_S \frac{T}{2} ((\alpha_m + \alpha_R)\Psi_S(-0) - \alpha_R\Psi_{RA}(-0) + \alpha_R\Psi_{RB}(-0));$$

$$i_{RA}(+0) = \frac{\alpha_R}{\alpha_m + \alpha_R} (\alpha_m\Psi_{RA}(-0) - i_S(+0)); \quad (13)$$

$$i_{RB}(+0) = \frac{\alpha_R}{\alpha_m + \alpha_R} (\alpha_m\Psi_{RB}(-0) + i_S(+0)).$$

Ліві частини рівнянь (12), (13) входять у структурні рівняння системи, в якій функціонує асинхронний мотор!

В задачах електроенергетики всеможливі розриви в електричному колі системи моделюються введенням достатньо великих опорів. Але такий підхід супроводжується великою штивністю диференціальних рівнянь стану, що вимагає застосування порівняно складних неявних методів числового інтегрування, а нерідко – й пошуку кореня відповідної функції (проходження струму через нуль у момент розриву), аби уникнути штучних перенапруг у місті розриву.

РЕЗУЛЬТАТИ СИМУЛЯЦІЇ

Результати сумісного розв'язання (2-5), (7), ілюструють часові залежності кутової швидкості і струму статора модельного мотора, що показані на рис. 1-2. Перший перехідний стан здійснений при нульовій початковій швидкості, а другий – при 200 рад. за с.

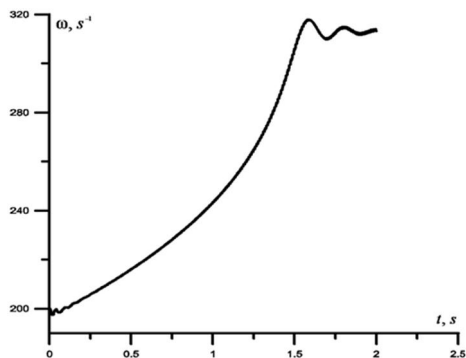


Рис. 1. Залежність $\omega = \omega(t)$ при $\omega(0) = 200\text{c}^{-1}$

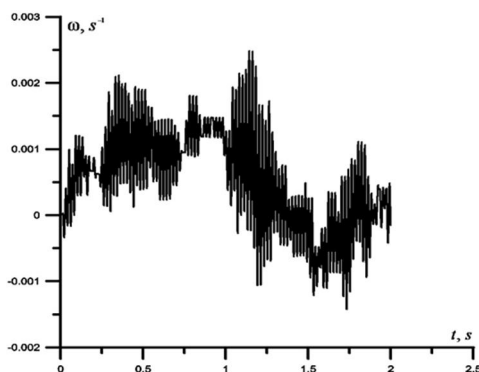


Рис. 2. Залежність $\omega = \omega(t)$ при $\omega(0) = 0$

Як бачимо, перехідний процес, що показаний на рис. 1, засвідчує успішний запуск мотора до усталеної робочої швидкості. І, навпаки, перехідний процес, що показаний на рис. 2, засвідчує, що за відсутності попереднього розгону мотора запуск є неможливий. Щоб зробити його можливим у даному випадку потрібно скористатись пусковим конденсатором. Але це тема іншого дослідження, яка тут не розглядається.

ВИСНОВКИ

1. Запропоновані рівняння однофазного стану трифазного асинхронного мотора вперше уможливають відтворювати всеможливі несиметричні стани електромеханічної системи асинхронного приводу, а заодно дають можливість аналізувати перехідні й усталені процеси роботи мотора від однофазного живлення.

2. Запропонована математична модель трифазного асинхронного мотора в однофазному стані легко адаптується на глибокопазні мотори, якщо її доповнити рівняннями квазістаціонарного електромагнетного поля, що описують поверхневий процес у пазовому просторі обмотки ротора.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Чабан В. Математичне моделювання електромеханічних процесів. – Львів, 1997. – 344 с.
2. Чабан В. Математичне моделювання в електротехніці. – Л.: Вид-во Тараса Сороки, 2010. – 508 с.

Bibliography (transliterated): 1. Chaban V. Matematichne modelyuvannya elektromekhanichnih procesiv. - L'viv, 1997. - 344 s. 2. Chaban V. Matematichne modelyuvannya v elektrotehnicі. - L.: Vid-vo Tarasa Soroki, 2010. - 508 s.

Надійшла 04.01.2011

Чабан Василь Йосипович, д.т.н., проф.

Гоголь Зорана Іванівна

Національний університет "Львівська політехніка"

й Ряшівський університет

тел. 067 720-21-81

e-mail: vtchaban@polynet.lviv.ua

Tchaban V.I., Gogol Z.I.

A mathematical model of a three-phase induction motor in a single-phase state.

In the paper, a mathematical model of a three-phase induction motor without a capacitor bank in a single-phase state is introduced. Differential equations of the electromechanical state are given in normal Cauchy's form. Current jumping under commutation is taken into consideration. Results of transient process computation are given.

Key words – three phase induction motor, single-phase state, mathematical model.

АЛГОРИТМ РОЗРАХУНКУ ПЕРЕХІДНИХ І УСТАЛЕНИХ ПРОЦЕСІВ АСИНХРОННОГО МОТОРА

Запропоновано спільний алгоритм розрахунку перехідних і усталених процесів трифазного асинхронного мотора при наявності конденсатора в одній з фаз статора. Диференціальні рівняння пристрою записані в нормальній формі Коші. Перехідний процес одержується при заданих початкових умовах, усталений – при таких, що виключають перехідну реакцію. Подаються результати симуляції.

Предложен общий алгоритм расчета переходных и установившихся процессов трехфазного асинхронного двигателя при наличии конденсатора в одной из фаз статора. Дифференциальные уравнения устройства записаны в нормальной форме Коши. Переходный процесс получается при заданных начальных условиях, установившийся – при таких, что исключают переходную реакцию. Приводятся результаты моделирования.

Вступ. Наявність конденсаторів у обмотці статора трифазного асинхронного мотора – достатньо частий випадок на практиці. Для аналізу перехідних і усталених процесів таких моторів ми пропонуємо спільний алгоритм, що опирається на загальну теорію нелінійних диференціальних рівнянь: Розв'язується двочлкова крайова задача для звичайних диференціальних рівнянь електромеханічного стану.

Обмежимося випадком наявності конденсатора лише у фазі С. Це з одного боку спрощує математичні побудови, а з іншого ускладнює фізичний процес за рахунок появи напруги зміщення нейтралей.

Для розв'язання поставленої задачі необхідно було сперш: побудувати математичну модель пристрою, а також допоміжну модель параметричної чутливості [1, 2]. Це й стало підставою побудови матриці монодромії, а на її підставі просимулювати перехідний і усталений процеси.

1. Математична модель. Обмотка ротора мотора за кількістю витків вважається приведеною до обмоток статора. Струми обмотки ротора приводяться також за частотою до струмів обмотки статора. У такому разі рівняння електромагнетного стану мотора можна записати у вигляді [1]

$$\frac{di}{dt} = A(u - \Omega'\Psi - Ri), \quad (1)$$

де

$$\begin{matrix} \lambda_S \\ \lambda_R \end{matrix}, \lambda = u, \Psi, i; A = \begin{matrix} A_S & A_{SR} \\ A_{RS} & A_R \end{matrix}; \quad (2)$$

$$\Omega' = \begin{matrix} 1 & \\ & \Omega \end{matrix}; R = \begin{matrix} R_S & \\ & R_R \end{matrix}.$$

Тут $i_k = (i_{kA}, i_{kB})_t$, $k = S, R$ – колонки фазних струмів обмотки статора й перетворених струмів обмотки ротора; $u_k = (u_{kA}, u_{kB})_t$, $k = S, R$ – колонки фазних напруг обмотки статора; A_S, A_{SR}, A_{RS}, A_R – матриці

$$\begin{aligned} A_S &= \alpha_S(1 - \alpha_S G); A_{SR} = A_{RS} = -\alpha_S \alpha_R G; \\ A_R &= \alpha_R(1 - \alpha_R G), \end{aligned} \quad (3)$$

де G, Ω – матриці

$$G = \begin{matrix} T + b_A i_A & b_B i_A \\ b_A i_B & T + b_B i_B \end{matrix}, \quad \Omega = \frac{\omega}{\sqrt{3}} \begin{matrix} -1 & -2 \\ 2 & 1 \end{matrix} \quad (4)$$

причому

$$b_A = b(2i_A + i_B); b_B = b(i_A + 2i_B); b = \frac{2}{3} \frac{R-T}{i_m^2}; \quad (5)$$

$$R = \frac{1}{\alpha_S + \alpha_R + \rho}; \quad T = \frac{1}{\alpha_S + \alpha_R + \tau}$$

Тут τ, ρ – обернені статична й диференціальна індуктивності, їх знаходимо за характеристикою намагнечування (холостого стану) машини як:

$$\tau = \left[\frac{\Psi_m(i_m)}{i_m} \right]^{-1}; \quad \rho = \left[\frac{d\Psi_m(i_m)}{di_m} \right]^{-1}, \quad (6)$$

де i_m – модуль просторового вектора намагнечувальних струмів

$$i_m = 2\sqrt{(i_A^2 + i_{AB} + i_B^2)/3}; i_A = i_{SA} + i_{RA}; i_B = i_{SB} + i_{RB}. \quad (7)$$

При відсутності насичення характеристика намагнечування вироджується в пряму $i_m = \alpha_m \Psi_m$, де α_m – обернена основна індуктивність, а матриця (4) згідно з (6) – у діагональну

$$G = \frac{1}{\alpha_S + \alpha_R + \alpha_m} \begin{matrix} 1 & \\ & 1 \end{matrix} \quad (8)$$

що значно спрощує рівняння (1). У такому разі ми отримуємо найпростішу з усіх відомих математичну модель асинхронного мотора; R_S, R_R – матриці опорів

$$R_S = \begin{matrix} r_S & \\ & r_S \end{matrix}; \quad R_R = \begin{matrix} r_R & \\ & r_R \end{matrix} \quad (9)$$

причому α_S, α_R – обернені індуктивності дисипації обмоток статора й ротора; r_S – опір фаз статора; r_R – приведений опір обмотки ротора; Ω – матриця кутової швидкості ω .

Компоненти колонки повних потокозчеплень обмоток статора й ротора знаходимо так

$$\Psi_{kj} = \frac{1}{\tau} (i_{Sj} + i_{Rj}) + \frac{1}{\alpha_k} i_{kj}, \quad j = A, B; k = S, R. \quad (10)$$

Елементи колонок напруг статора й ротора

$$u_S = U_m \sin(\omega_0 t) + u_C/3, U_m \sin(\omega_0 t - 120^\circ)_t + u_C/3; u_R = 0, \quad (11)$$

де U_m, ω_0 – амплітуда й кругова частота напруги мережі; u_C – напруга конденсатора.

Зрозуміло, що диференціальне рівняння (1) треба доповнити диференціальним рівнянням конденсатора

$$\frac{du_C}{dt} = -\frac{i_{SA} + i_{SB}}{C}, \quad (12)$$

де C – ємність конденсатора.

Рівняння механічного стану одержуємо на підставі рівняння Лагранжа, нехтуючи штивністю та дисипацією механічних ланок,

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{p_0}{J}(M_E - M(\omega)), \quad M_E = \sqrt{3}p_0(\Psi_{SA}i_{SB} - \Psi_{SB}i_{SA}), \quad (13)$$

де $M(\omega)$ – механічний момент; p_0 – число пар магнетних полюсів; J – момент інерції ротора; M_E – електромагнетний момент. Формулу (13) одержано, виходячи з запасу електромагнетної енергії в контурах машини.

Система диференціальних рівнянь (1), (12), (13) – математична модель конденсаторного асинхронного мотора. Вона призначається для аналізу перехідних і усталених процесів. Для практичного користування нею необхідно знати такі вхідні дані: опори й обернені індуктивності дисипації обмоток статора й ротора; характеристику холостого стану, а при неврахуванні насичення основного магнетного кола – обернену основну індуктивність машини, ємність конденсатора, число пар магнетних полюсів і момент інерції ротора. Вхідними сигналами є: фазні напруги живлення і механічний момент на валу.

2. Розв'язання задачі Коші. Систему звичайних диференціальних рівнянь (1), (12), (13) запишемо в загальному вигляді

$$\frac{dx}{dt} = f(x, t), \quad x = (i, u_C, \omega)_t. \quad (14)$$

Інтегрування диференціальних рівнянь (14) при заданих початкових умовах

$$x(t)|_{t=0} = x(0) \quad (15)$$

і становить задачу Коші для заданої системи диференціальних рівнянь, яка презентує задачу розрахунку перехідних електромеханічних процесів мотора. Щоб розв'язати двоточкову крайову задачу, необхідно знайти сперш матрицю монодромії.

3. Побудова матриці монодромії. Скористаємося все тією ж колонкою невідомих x (14). Але для побудови допоміжної моделі чутливості утворимо колодку невідомих y

$$y = (\Psi, u_C, \omega)_t. \quad (16)$$

Відповідне (18) диференціальне рівняння (1) має вигляд

$$\frac{d\Psi}{dt} = u - \Omega^* \Psi - Ri. \quad (17)$$

Матрицю монодромії запишемо у вигляді [1]

$$\Phi = (Az, q, w)_t, \quad (18)$$

де

$$z = \frac{\partial \Psi}{\partial x(0)}; \quad q = \frac{\partial u_C}{\partial x(0)}; \quad w = \frac{\partial \omega}{\partial x(0)}. \quad (19)$$

Варіаційні рівняння для обчислення субматриць (19) одержуємо диференціюванням по $x(0)$ рівнянь електромеханічного стану (12), (13), (17).

Диференціюючи (17), одержуємо

$$\frac{dz}{dt} = \frac{\partial u}{\partial x(0)} + (\Omega' - RA)z + \frac{\partial \Omega'}{\partial \omega} w \Psi. \quad (20)$$

Перша похідна по $x(0)$ у (19) згідно з (13)-(15) буде

$$\frac{\partial u}{\partial x(0)} = -\frac{1}{3}(q, q, 0, 0). \quad (21)$$

Диференціюючи по $x(0)$ (12), одержуємо

$$\frac{dw}{dt} = \frac{1}{C} \left(\frac{\partial i_{SA}}{\partial x(0)} + \frac{\partial i_{SB}}{\partial x(0)} \right). \quad (22)$$

Диференціюючи по $x(0)$ (13), одержуємо

$$\frac{dw}{dt} = \frac{p_0}{J} \left(\sqrt{3} p_0 \left(\frac{\partial \Psi_{SA}}{\partial x(0)} i_{SB} + \Psi_{SA} \frac{\partial i_{SB}}{\partial x(0)} - \frac{\partial \Psi_{SB}}{\partial x(0)} i_{SA} - \Psi_{SB} \frac{\partial i_{SA}}{\partial x(0)} \right) - \frac{\partial M(\omega)}{\partial \omega} w \right). \quad (23)$$

Похідні $\partial \Psi_{SA}/\partial x(0)$, $\partial \Psi_{SB}/\partial x(0)$, $\partial i_{SA}/\partial x(0)$, $\partial i_{SB}/\partial x(0)$ є елементами матриць z , Az , тому вони відомі.

Таким чином, побудова матриці монодромії розглядуваного асинхронного мотора вимагає інтегрування рівнянь першої варіації (20), (22), (23).

4. Розв'язання двоточкової крайової задачі. Існують такі початкові умови $x(0)$, які при інтегруванні (14) на інтервалі часу від 0 до T дають змогу ввійти безпосередньо в періодичний розв'язок, обминаючи перехідну реакцію. Такі початкові умови розглядати мемо як аргумент рівняння періодичності

$$f(x(0)) = x(0) - x(x(0), T) = 0, \quad (24)$$

де T – період.

Розв'язання нелінійного трансцендентного рівняння будемо здійснювати ітераційним методом Ньютона

$$x(0)^{(s+1)} = x(0)^{(s)} - f'(x(0)^{(s)})^{-1} f(x(0)^{(s)}) \quad (25)$$

Матрицю Якобі отримуємо диференціюванням по $x(0)$ цільової функції (24)

$$f'(x(0)) = E - \Phi(T), \quad (26)$$

де

$$\Phi(T) = \left. \frac{\partial x(x(0), t)}{\partial x(0)} \right|_{t=T}. \quad (27)$$

Матриця (27) і є шуканою матрицею монодромії (18) в момент часу $t = T$.

На s -й ітерації формули Ньютона (25) лінійні варіаційні рівняння (20), (22), (23) підлягають сумісному інтегруванню з нелінійним (14) на часовому інтервалі $[0, T]$. У результаті знаходимо цільову функцію (24) й потрібну матрицю Якобі (26), (27), що цілком визначає праву частину ітераційної формули (25), а відтак – її шукану ліву частину $x(0)^{(s+1)}$. Процес ітерації закінчується при досягненні заданої точності входження в періодичний розв'язок

$$\left\| f(x(0)^{(s)}) \right\| \leq \varepsilon, \quad (28)$$

де ε – вектор заданих точностей.

Матриця монодромії Φ (27) є, по суті, матрицею чутливостей до початкових умов. Кожний її рядок можна розглядати як градієнт певної змінної у просторі початкових умов, а кожен її стовпчик характеризує чутливість усієї множини змінних до однієї і тієї ж початкової умови. Тому диференціальні рівняння (20), (22), (23) можна розглядати як модель чутливості до початкових умов.

5. Алгоритм обчислень.

1. Маючи на s -й ітерації значення вектора $x(t)^{(s)}$ і матриці (на першому кроці початкові наближення), інтегруємо рівняння (1), (12), (13), (20), (22), (23) на часовому інтервалі $[0, T]$.

Значення $x(0)^{(0)}$ як нульове наближення формули Ньютона і початкова умова (15) задаються довільними. В тих випадках, коли у розв'язку можливе існування декількох періодичних станів, значення $x(0)^{(0)}$ визначає вхід процесу в зону притягання одного з них. Тому, щоб отримати сукупність усіх можливих періодичних розв'язків системи диференціальних рівнянь, необхідно варіювати цими значеннями.

Виходячи з (24), значення $\Phi(0)^{(s)}$, у тому числі й $\Phi(0)^{(0)}$, дорівнює одиничній матриці E

$$\Phi(0)^{(s)} = E. \quad (29)$$

2. Маючи тепер значення $x(T)^{(s)}$ і $\Phi(T)^{(s)}$, згідно з (24) обчислюємо $f(x(0)^{(s)})$, а згідно з (27) – $f'(x(0)^{(s)})$.

3. На підставі ітераційної формули (25) знаходимо уточнення значення вектора $x(0)^{(s+1)}$.

Якщо задати умову, що $T \rightarrow \infty$, то даний алгоритм відтворює розрахунок перехідних процесів!

6. Результати симуляції. Запропонований метод аналізу отримав всебічну перевірку в складних задачах електромеханіки, і виявився дуже ефективним [1, 2]. Результати симуляції перехідного (рис. 1) і усталеного (рис. 2) процесів модельного мотора показано нижче.

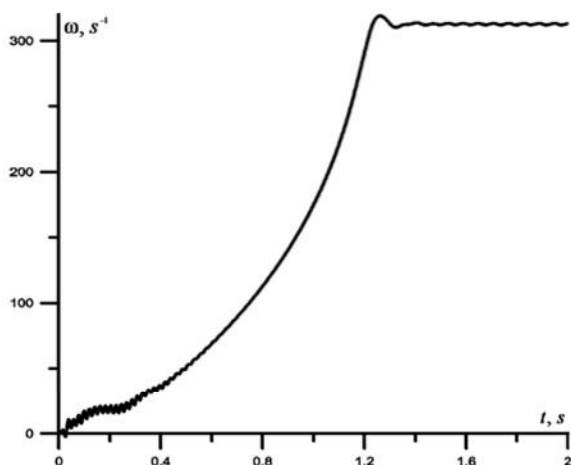


Рис. 1. Пуск. Залежність $\omega = \omega(t)$ при $\omega(0) = 0$

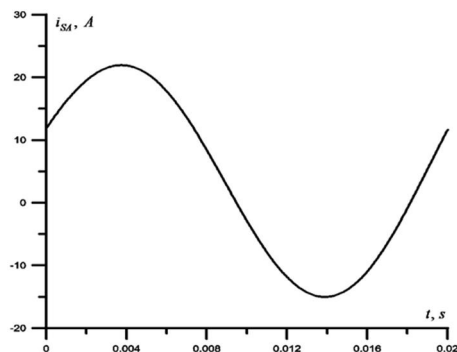


Рис. 2. Усталений струм $i = i(t)$ на інтервалі $[0, T]$

ВИСНОВОК

Якщо розрахунок усталених процесів електричних машин звести до двоточкової крайової задачі для звичайних диференціальних рівнянь її електромеханічного стану, то побудовані на цій основі алгоритми дають змогу розраховувати як перехідні, так і усталені процеси на спільній математичній підставі.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Чабан В. Математичне моделювання електромеханічних процесів. – Львів, 1997. – 344 с.
2. Чабан В. Математичне моделювання в електротехніці. – Л.: Вид-во Тараса Сороки, 2010. – 508 с.

Bibliography (transliterated): 1. Chaban V. Matematichne modelyuvannya elektromechanichnih procesiv. - L'viv, 1997. - 344 s. 2. Chaban V. Matematichne modelyuvannya v elektrotehnicі. - L.: Vid-vo Tarasa Soroki, 2010. - 508 s.

Надійшла 04.02.2011

Чабан Василь Йосипович, д.т.н., проф.

Національний університет "Львівська політехніка" й Рязівський університет

79021, Львів, вул. Кульпарківська, 142, кв. 33

тел. 067 720-21-81 e-mail: vtchaban@polynet.lviv.ua

Гоголь Зорана Іванівна,

Костючко Сергій Миколайович

Національний університет "Львівська політехніка"

Tchaban V.I., Gogol Z.I., Kostyuchko S.M.

A calculation algorithm for transient and steady-state processes in an induction motor.

The paper introduces a calculation algorithm for transient and steady-state processes in a three phase induction motor with a capacitor in one of the stator phases. Differential equations are given in normal Cauchy form. The transient process occurs under given initial conditions, while the steady-state process takes place under such initial conditions that eliminate the transient response. Simulation results are given.

Key words – three phase induction motor, capacitor, transient and steady-state processes, simulation.

ТРИФАЗНО-ОДНОФАЗНИЙ АСИНХРОННИЙ ЕЛЕКТРОПРИВОД З БАГАТОЕЛЕМЕНТНИМ ЄМНІСНИМ ФАЗОЗМІЩУЮЧИМ МОДУЛЕМ

Запропоновано схему трифазно-однофазного асинхронного електроприводу з триелементним фазозміщуючим модулем, що дозволяє отримати симетричний режим у широкому діапазоні зміни навантаження.

Предложена схема трехфазно-однофазного асинхронного электропривода с трехэлементным фазосмещающим модулем, позволяющая получить симметричный режим в широком диапазоне изменения нагрузки.

ВСТУП

В трифазних асинхронних двигунах (АД), що живляться від однофазної мережі через одноелементний фазозміщуючий модуль (трифазно-однофазний електропривод (ЕП)) симетричну систему напруг на фазних обмотках АД можливо отримати тільки при одному значенні коефіцієнту потужності $\cos\varphi$ (при $\cos\varphi = 0,5$ для схеми Штейнметца, при $\cos\varphi = 0,707$ для послідовно-паралельної схеми). При інших значеннях коефіцієнта потужності симетричну систему отримати принципово неможливо. Для роботи при інших значеннях коефіцієнту потужностей ємність фазозміщуючого конденсатора вибирають з умов отримання мінімуму струмів зворотної послідовності або мінімуму коефіцієнта несиметрії [1]. При цьому, однак, втрати в АД будуть більшими, ніж в симетричному режимі, і можуть перевищувати допустимі, особливо поблизу холостого ходу при виборі величини ємності конденсатора з умов мінімуму коефіцієнта несиметрії при номінальному навантаженні. При роботі трифазно-однофазного ЕП в широкому діапазоні зміни навантажень виникає необхідність регулювати або ємність фазозсуваючого конденсатора, або напругу живлення ЕП. Хоча навіть в цьому разі ККД двигуна буде меншим, ніж в симетричному режимі.

РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ

В трифазно-однофазних електроприводах з триелементним фазозміщуючим модулем (рис. 1) можливо отримати симетричну систему фазних напруг в діапазоні зміни коефіцієнту потужності обмотки $\cos\varphi = 0,5-0,88$, що відповідає зміні коефіцієнту потужностей АД загальнопромислового призначення малої потужності (приблизно до 1-4 кВт в залежності від кількості пар полюсів) при симетричному трифазному живленні в діапазоні зміни навантаження 20-120 % від номінального.

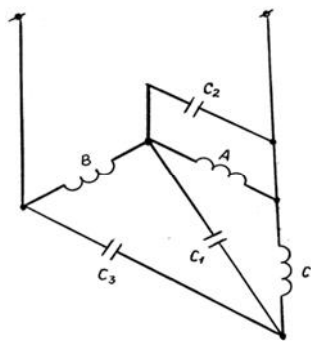


Рис. 1 Схема трифазно-однофазного ЕП з триелементним фазозміщуючим модулем

Табл. 1 показує залежність ємностей конденсаторів $C1, C2, C3$, що забезпечують симетричний режим, від коефіцієнту потужності для двигуна 4А71А2. З табл. 1 видно, що при коефіцієнті навантаження $\cos\varphi = 0,5$ (мале навантаження $M/M_n = 25\%$) ця схема вироджується в схему Штейнметца, тобто $C2 = 0$ і $C3 = 0$.

Таблиця 1

Значення оптимальних ємностей фазозсуваючих конденсаторів

$M/M_n, \%$	25	62	100
$\cos\varphi, \text{ в.о.}$	0,5	0,78	0,87
$C1, \text{ мкФ}$	24	49	63
$C2, \text{ мкФ}$	0	26	36
$C3, \text{ мкФ}$	0	18	24

Взагалі, симетричний режим в запропонованій схемі можна забезпечити при будь-якому навантаженні, що відповідає коефіцієнтам потужностей, які лежать у вказаному діапазоні. Але для цього ємності всіх трьох фазозсуваючих конденсаторів повинні неперервно змінюватись за нелінійним законом. Тому, через складність технічної реалізації неперервного регулювання ємностей конденсаторів, доцільно обмежитись дискретним регулюванням з декількома ступенями регулювання ємностей.

Пропонується [2] схема трифазно-однофазного електроприводу з триелементним фазозміщуючим модулем з дискретним триступеневим регулюванням ємностей конденсаторів, при застосуванні якої ККД АД в діапазоні 20-120 % від номінального навантаження не знижується більше ніж на 3 % від ККД того ж АД при симетричному навантаженні, а в трьох точках режим роботи АД є повністю симетричним.

На рис. 2 приведені залежності ККД двигуна від момента при його включенні по схемі рис. 1 при триступеневому керуванні ємністю симетруючих конденсаторів, в якій в кожному з трьох діапазонів зміни навантаження існує точка зрівноваженого режиму. Режим низького навантаження відповідає навантаженню від 0 до 58 %. Цьому режиму відповідає нижній ступінь багатоелементного фазозміщуючого модуля з дискретним триступеневим регулюванням ємностей його плечей. Режим середнього навантаження відповідає навантаженню від 50 до 88 %. Цьому режиму відповідає середній ступінь фазозміщуючого модуля. Режим великого навантаження відповідає навантаженню вище 80 %. Цьому режиму відповідає верхній ступінь фазозміщуючого модуля. З метою недопущення неоднозначності при керуванні схемою

включення на межах режимів вибрана зона гістерезису шириною 8 % від номінального навантаження.

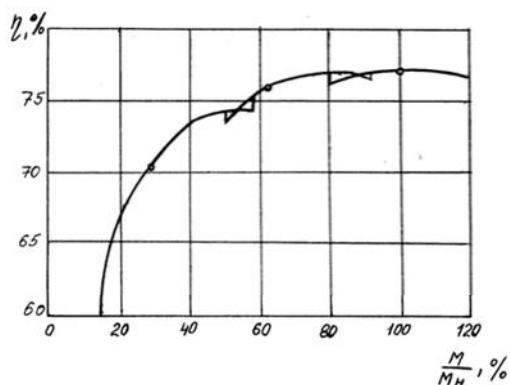


Рис. 2 Залежність ККД від навантаження

Розглянута схема трифазно-однофазного електроприводу забезпечує симетричний режим при трьох значеннях навантаження: при 100 %, при 62 % та при 25 %. При цих значеннях навантаження двигун має такі ж самі характеристики, що і при трифазному симетричному включенні. При всіх інших навантаженнях має місце несиметричний режим з додатковими втратами від струмів зворотної послідовності. Зменшення ККД за рахунок втрат від струмів зворотної послідовності не перевищує 3 %. Найбільш суттєво втрати від струмів зворотної послідовності виражені при 50 % навантаження.

Перемикання ступенів відбувається за допомогою керуючого пристрою, що включає в себе датчики тих фазних напруг і струмів, що є найбільш чутливими до зміни навантаження, мікропроцесорний пристрій, що визначає за показами датчиків необхідний ступінь фазозсуваючого модуля, та напівпровідникових комутаторів.

Значення оптимальних величин ємностей визначались методом математичного моделювання та підбором параметрів фазозсуваючих конденсаторів, що забезпечують симетричний режим. При коефіцієнті навантаження $\cos\varphi = 0,5$ (схема Штейнметца) струм через конденсатор С1 відстає від напруги на обмотці С на 60 ел.град. Умовою вибору оптимальних ємностей при інших коефіцієнтах потужності залишається забезпечення фазового зсуву між струмом через конденсатор С1 та напругою на обмотці С 60 ел.град. Дослідження показали, що при виконанні цієї умови струм через конденсатор С2 буде відставати від напруги на обмотці С на 30 ел.град.

Методика вибору ємностей конденсаторів та кількості ступенів схеми з'єднання силового кола залежить від діапазону навантаження та часу, протягом якого двигун працює з тим чи іншим навантаженням.

Якщо двигун працює більшість часу із навантаженням, що близьке до номінального, достатньо двох чи трьох (пусковий, робочий та холостого ходу) ступенів, при цьому точка зрівноваженого режиму повинна бути в зоні номінального навантаження. Вимоги до пускового ступеня можна обмежити забезпеченням пускового моменту, а вимоги для ступеня при роботі з низьким навантаженням (ступінь холостого ходу) обмежити неперевищенням допустимих втрат в двигуні. Якщо ж двигун працює в широкому діапазоні навантаження, причому час роботи при знижених навантаженнях (20-60 % від номінального), є значним, то тоді необхідно застосовувати три ступені, причому в кожному з них необхідно передбачити точку зрівноваженого режиму.

ВИСНОВКИ

Таким чином, запропонована схема трифазно-однофазного ЕП з триелементним фазозміщуючим модулем з дискретним триступеневим регулюванням ємностей конденсаторів дозволяє отримати в однофазному режимі ККД АД в діапазоні 10-100 % від номінального навантаження не менше, ніж на 3 % від ККД того ж АД при симетричному живленні, а в трьох точках режим роботи АД є повністю симетричним.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Адаменко А.И. Методы исследования несимметричных асинхронных машин. – К.: Наукова думка, 1969. – 356 с.
2. Шуруб Ю.В. Оптимізація трифазно-однофазних асинхронних електроприводів з ємнісними багатоеlementними фазозміщуючими модулями змінної структури // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб.наук.пр. – К.: ІЕД НАНУ, 2008. – Вип. 20. – С. 39-40.

Bibliography (transliterated): 1. Adamenko A.I. Metody issledovaniya nesimmetrichnyh asinhronnyh mashin. - K.: Naukova dumka, 1969. - 356 s. 2. Shurub Yu.V. Optimizaciya trifazno-odnofaznih asinhronnih elektropriwodiv z emnisnimi bagatoelementnimi fazozmischuyuchimi modulyami zminnoi strukturi // Pr. In-tu elektrodinamiki NAN Ukraini: Zb.nauk.pr. - K.: IED NANU, 2008. - Vip. 20. - S. 39-40.

Надійшла 05.10.2010

Шуруб Юрій Вікторович, к.т.н.
Інститут електродинаміки НАН України
03680, Київ, пр. Перемоги, 56
тел. (044) 454-26-37

Shurub Yu.V.

A three-one phase induction electric drive with a multiple-unit capacitor phase-shifting modules.

A circuit design of a three-one phase induction electric drive with a three-element phase-shifting module is introduced to provide symmetrical conditions in a wide load range.

Key words – induction motor, electric drive, phase-shifting module, symmetrical conditions.

М.И. Баранов, Г.М. Колиушко, В.О. Лысенко

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ АКТИВНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ И ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ СИЛЬНОТОЧНОГО ПЛАЗМЕННОГО КАНАЛА В РАЗРЯДНОЙ ЦЕПИ ГЕНЕРАТОРА ИМПУЛЬСНОЙ КОМПОНЕНТЫ ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

Експериментальним шляхом отримано наблизені чисельні значення погонного активного електричного опору і питомій електропровідності сильноточного плазменного каналу повітряного іскрового розряду в колі потужного ємнісного накопичувача енергії, який використовується при формуванні імпульсної А-компоненти струму штучної блискавки з нормованою амплітудою не менше 200 кА.

Экспериментальным путем получены приближенные численные значения погонного активного электрического сопротивления и удельной электропроводности сильноточного плазменного канала воздушного искрового разряда в цепи мощного емкостного накопителя энергии, используемого при формировании импульсной А-компоненты тока искусственной молнии с нормированной амплитудой не менее 200 кА.

ВВЕДЕНИЕ

В [1] авторами были представлены результаты экспериментальной оценки основных электрических параметров (активного сопротивления, удельной электропроводности и напряженности электрического поля) для сильноточного плазменного канала (СПК) воздушного искрового разряда в цепи мощного генератора импульсного тока (ГИТ), предназначенного для формирования на электрической нагрузке (испытываемом объекте) повторной импульсной D-компоненты тока искусственной молнии. В соответствии с действующими сейчас международными требованиями [2-4] данная D-компонента тока молнии (как правило, отрицательной полярности) характеризуется следующими основными нормированными амплитудно-временными параметрами (АВП): амплитудой тока $I_{mD} = 100$ кА с допуском ± 10 %; интегралом действия $J_D = 0,25 \cdot 10^6$ А²·с при допуске ± 20 %; временем амплитуды тока $t_{mD} \leq 25$ мкс; длительностью протекания $\tau_u \leq 500$ мкс. В практике испытаний технических объектов на стойкость к прямому (косвенному) воздействию имитированного сильноточного грозового разряда широко используется импульсная А-компонента тока искусственной молнии, нормированная амплитуда которой I_{mA} составляет 200 кА при допуске ± 10 % [2-4], что существенно превышает указанное выше значение I_{mD} . Из-за такого большого различия в значениях токовых амплитуд I_{mA} и I_{mD} следует ожидать и определенных отличий в основных электрических параметрах СПК воздушных искровых разрядов, возникающих в разрядных цепях соответствующих генераторов ГИТ-А и ГИТ-D, воспроизводящих в объектах испытаний А- и D-компоненты тока искусственной молнии. При реальной работе с генераторами ГИТ-А и ГИТ-D, технические характеристики которых и трех других генераторов, входящих в состав созданного в НИПКИ "Молния" НТУ "ХПИ" мощного генератора тока молнии (ГТМ), были ранее описаны в [5-8], обслуживающему персоналу для правильного выбора параметров их сильноточных разрядных цепей и выполнения испытаний технических объектов на молниестойкость требуется знать электрические параметры СПК воздушных искровых разрядов, имитируемых над испытываемыми объектами и напря-

мую входящих в разрядные цепи указанных высоковольтных ГИТ. Это касается, прежде всего, активного сопротивления R_k и удельной электропроводности σ_k СПК воздушных искровых разрядов, длины которых в указанных ГИТ искусственной молнии могут составлять от 1 до 100 мм. Такие длины воздушных искровых промежутков в разрядных цепях этих ГИТ с малыми значениями их активных сопротивлений могут оказывать заметное влияние на АВП генерируемых ими импульсных токов молнии. Поэтому приведенные в [1] численные данные для R_k и σ_k характерные для D-компоненты тока искусственной молнии в разрядной цепи генератора ГИТ-D, нуждаются в экспериментальном уточнении применительно к импульсной А-компоненте имитированного тока молнии в разрядной цепи генератора ГИТ-А.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ В СИЛЬНОТОЧНОЙ РАЗРЯДНОЙ ЦЕПИ ГИТ-А АКТИВНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ СПК ВОЗДУШНОГО ИСКРОВОГО РАЗРЯДА

Рассмотрим приведенную на рис. 1 двухэлектродную систему (ДЭС) рабочего стола ГТМ и принципиальную электрическую схему ГИТ-А (рис. 2), предназначенного для формирования на электрической нагрузке (испытываемом объекте) импульсной А-компоненты тока искусственной молнии. В соответствии с международными требованиями [2-4] данная компонента тока молнии (также обычно отрицательной полярности) характеризуется следующими основными нормированными АВП: амплитудой тока $I_{mA} = 200$ кА с допуском ± 10 %; интегралом действия $J_A = 2 \cdot 10^6$ А²·с при допуске ± 20 %; временем амплитуды тока $t_{mA} \leq 50$ мкс; длительностью протекания $\tau_u \leq 500$ мкс. Принимаем, что в проводимых экспериментах длина d_B воздушного промежутка между верхним 1 и нижним 2 металлическими электродами ДЭС рабочего стола ГТМ, в котором формируется СПК искрового разряда, может варьироваться в пределах от 0,5 до 24,5 мм. Считаем, что указанная выше ДЭС выполняет роль эквивалента электрической нагрузки (с активными сопротивлениями R_{Σ} и R_D , индуктивностями L_{Σ} и L_D) для разрядной цепи ГИТ-А.

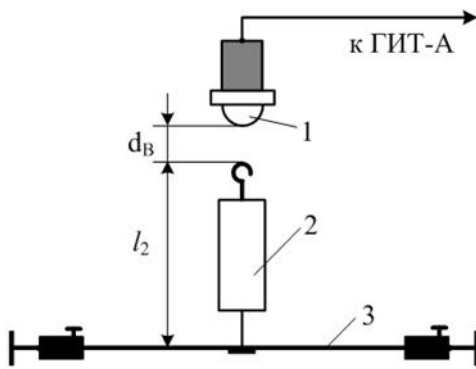


Рис. 1. Схематическое изображение ДЭС эквивалента электрической нагрузки генератора ГИТ-А для получения импульсной A -компоненты тока искусственной молнии (1 – верхний стальной электрод; 2 – нижний медный электрод; 3 – алюминиевая пластина рабочего стола ГТМ)

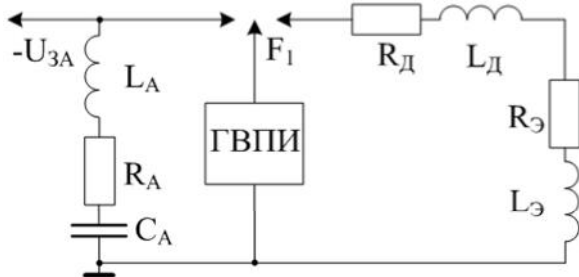


Рис. 2. Принципиальная электрическая схема разрядной цепи мощного генератора ГИТ-А для формирования на эквиваленте электрической нагрузки импульсной A -компоненты тока искусственной молнии

Принимаем, что отрицательное зарядное напряжение U_{3A} для генератора ГИТ-А не превышает -27 кВ. Согласно данным схемы на рис. 2 основные собственные электрические параметры разрядной цепи генератора ГИТ-А реально имеют следующие значения: [1, 5-8]: $C_A = 333$ мкФ; $L_A = 2,5$ мкГн; $R_A = 0,057$ Ом; $L_Э = 0,3$ мкГн; $R_Э = 0,03$ Ом. С учетом того, что длина l_2 нижнего 2 медного электрода ДЭС составляет $0,36$ м, то его индуктивность L_D будет примерно равной $0,36$ мкГн. Выполненная расчетная оценка активного сопротивления R_{D2} нижнего 2 медного электрода ДЭС, изготовленного на основе радиочастотного кабеля марки РК 75-44-15 без медной оплетки (с диаметром круглой жилы, равным $6,6$ мм), показывает, что оно не превышает значения $2 \cdot 10^{-4}$ Ом. Это дает основание для его неучета в разрядной цепи генератора ГИТ-А при анализе влияния активного сопротивления R_k исследуемого СПК на АВП рассматриваемой нами A -компоненты тока искусственной молнии. Отметим, что алюминиевая пластина 3 в воздушной ДЭС рабочего стола ГТМ выполнена из листа (алюминиевый сплав марки АМц) толщиной 2 мм с размерами в плане $0,5 \times 0,5$ м². В соответствии с электрической схемой рис. 2 полагаем, что активное сопротивление $R_D = R_k$ обусловлено высокоионизированным СПК, возникающим в воздушном промежутке описанной выше ДЭС длиной d_B и имеющим цилиндрическую конфигурацию. Принимаем, что данный СПК в воздушном промежутке ДЭС длиной $d_B = 24,5$ мм над нижним медным электродом 2 инициируется при помощи закрепленного на верхнем

стальном электроде 1 ДЭС электрически взрывающегося тонкого прямолинейного медного провода без изоляции диаметром $0,2$ мм и длиной 50 мм. Полагаем, что при длине $d_B = 0,5$ мм происходит самопробой воздушного промежутка ДЭС в разрядной цепи генератора ГИТ-А.

Требуется по результатам расшифровки осциллограмм импульсной A -компоненты тока искусственной молнии, получаемых в разрядной цепи мощного генератора ГИТ-А с СПК атмосферного воздушного искрового разряда соответственно длиной $0,5$ мм и $24,5$ мм, определить активное электрическое сопротивление R_k , электропроводность σ_k и напряженность E_k продольного электрического поля для данного сильноточного плазменного канала с амплитудой импульсного тока I_{mA} в нем не менее 200 кА.

2. РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ВЛИЯНИЯ СПК ВОЗДУШНОГО ИСКРОВОГО РАЗРЯДА НА АВП ИМПУЛЬСНОЙ A -КОМПОНЕНТЫ ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

Согласно рис. 2 при подаче от генератора высоковольтных поджигающих импульсов (ГВПИ) на управляющий электрод трехэлектродного воздушного разрядника F_1 каскадного типа импульса микросекундной длительности положительной полярности амплитудой 100 кВ [5, 7] предварительно заряженный до отрицательного напряжения $U_{3A} = -27$ кВ емкостный накопитель энергии генератора ГИТ-А разряжается на описанный выше эквивалент нагрузки и формирует на нем требуемую в соответствии с [2-4] импульсную A -компоненту тока молнии. На рис. 3 приведена осциллограмма такого импульсного тока, полученная с помощью метрологически поверенного измерительного коаксиального шунта ШК-300 [5, 6] и цифрового запоминающего осциллографа типа Tektronix TDS 1012 практически при $R_D = R_k = 0$ (масштаб по вертикали – 5 В/кл; масштаб по горизонтали – 50 мкс/кл). Из приведенной на рис. 3 осциллограммы импульсной A -компоненты тока молнии видно, что при коэффициенте преобразования метрологически поверенного коаксиального шунта ШК-300, численно равном для рассматриваемой составляющей грозового тока $K_A = 11261$ А/В [5, 6], ее первая наибольшая амплитуда I_{mA} будет примерно равной $19,4В \times 11261 А/В = 218,5$ кА. Данной амплитуде импульсного тока I_{mA} соответствует время, равное $t_{mA} = 36$ мкс. Переход через ось абсцисс первой отрицательной полуволны A -компоненты тока молнии происходит при времени $t_{A1} = 100$ мкс, ее второй положительной полуволны – при времени $t_{A2} = 204$ мкс, а ее третьей отрицательной полуволны – при времени $t_{A3} = 308$ мкс. Согласно данным рис. 3 амплитуда второй положительной полуволны рассматриваемого тока не превышает $69,2$ кА, а амплитуда третьей отрицательной полуволны – $12,9$ кА. Импульсная A -компонента тока искусственной молнии, генерируемая ГИТ-А на принятом эквиваленте электрической нагрузки, даже при длине воздушного промежутка $d_B = 0,5$ мм характеризуется сильным затуханием (логарифмический декремент его колебаний Δ_A составляет около $2,825$).

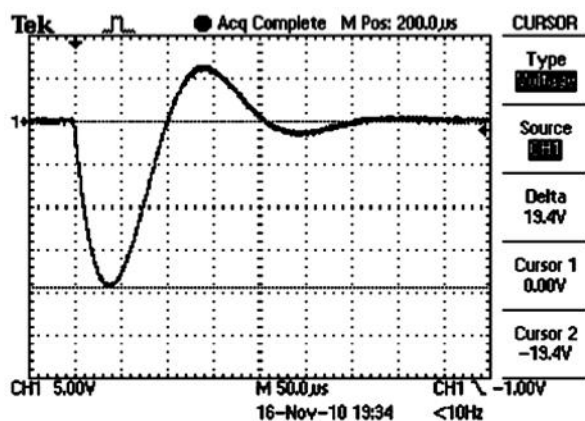


Рис. 3. Осциллограмма A -компоненты тока искусственной молнии при разряде мощного генератора ГИТ-А на эквивалент нагрузки с воздушным зазором 0,5 мм ($U_{3A} = -27$ кВ)

При периоде колебаний T_A импульсного тока, равном 204 мкс, коэффициент затухания δ_A в разрядной цепи генератора ГИТ-А будет равным $\delta_A = \Delta_A/T_A = 13,85 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$. С помощью формулы Томсона находим, что при $T_A = 204$ мкс полная индуктивность разрядного контура ГИТ-А составит 3,16 мкГн. Полное активное сопротивление $(R_A + R_3) = 2 \cdot (L_A + L_3 + L_D) \cdot \delta_A$ разрядной цепи генератора ГИТ-А, найденное по осциллограмме на рис. 3, оказывается в результате равным 0,087 Ом. Это значение для $(R_A + R_3)$ полностью соответствует принятым исходным электрическим параметрам для сильноточной цепи разряда ГИТ-А.

На рис. 4 представлена осциллограмма исследуемой A -компоненты тока искусственной молнии, полученной в рассматриваемой согласно рис. 2 разрядной схеме ГИТ-А при $d_B = 24,5$ мм и $U_{3A} = -27$ кВ. Наибольшая амплитуда первой отрицательной полуволны импульсной A -составляющей имитированного в полевых лабораторных условиях тока молнии при $U_{3A} = -27$ кВ оказывается здесь примерно равной $19,0 \text{ В} \times 11261 \text{ А/В} = 213,9$ кА. Этой амплитуде импульсного тока I_{mA} соответствует время, равное $t_{mA} = 38$ мкс. Амплитуда второй положительной полуволны данной компоненты тока молнии принимает значение 67,6 кА, а амплитуда его третьей отрицательной полуволны – 11,9 кА. Период колебаний T_A импульсного тока согласно рис. 4 оказывается равным 206 мкс. Поэтому в этом случае логарифмический декремент колебаний Δ_A составит около 2,889. Тогда при $T_A = 206$ мкс коэффициент затухания в разрядной цепи генератора ГИТ-А будет равным $\delta_A = \Delta_A/T_A = 14,02 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$. Для полной индуктивности рассматриваемого разрядного контура генератора ГИТ-А с воздушным искровым промежутком длиной $d_B = 24,5$ мм находим, что при $T_A = 206$ мкс и $C_A = 333$ мкФ ее значение составит 3,22 мкГн. Тогда в соответствии с осциллограммой рис. 4 полное активное сопротивление исследуемой разрядной цепи генератора ГИТ-А будет примерно равным 0,091 Ом.

Сравнение токовых осциллограмм, приведенных на рис. 3 и 4, показывает, что из-за использования вместо массивной стальной цилиндрической вставки диаметром 20 мм и длиной 24 мм в сильноточной цепи разряда генератора ГИТ-А эквивалента нагрузки с

суммарной длиной воздушного искрового промежутка $d_B = 24,5$ мм других заметных изменений для АВП данного тока молнии не наблюдается. Поэтому можно говорить о том, что введение в разрядную цепь генератора ГИТ-А искрового воздушного промежутка с цилиндрическим СПК длиной $d_B = 24$ мм вызывает уменьшение амплитуды I_{mA} первой полуволны импульсной A -компоненты тока искусственной молнии примерно на 4,5 кА, то есть практически на 2 %.

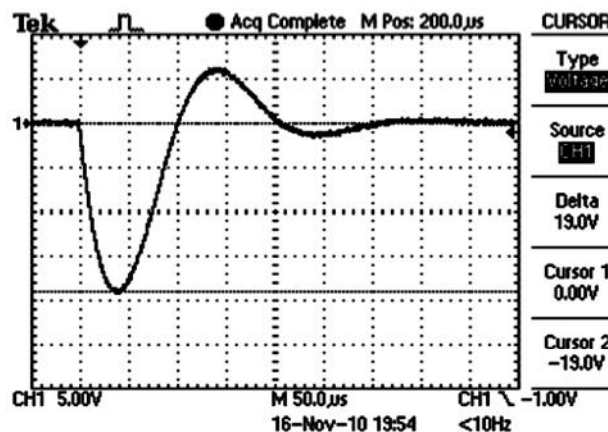


Рис. 4. Осциллограмма A -компоненты тока искусственной молнии при разряде мощного генератора ГИТ-А на эквивалент нагрузки с воздушным зазором 24,5 мм ($U_{3A} = -27$ кВ)

Данному уменьшению значения первой амплитуды I_{mA} исследуемой A -компоненты тока молнии соответствует введение в разрядную цепь генератора ГИТ-А сосредоточенного активного сопротивления R_D , численно равного $R_k = 0,004$ Ом. Тогда при $d_B = 24$ мм для погонного активного сопротивления R_{k0} СПК воздушного искрового разряда в сильноточной разрядной цепи генератора ГИТ-А, формирующей импульсную A -компоненту тока искусственной молнии с нормированной первой амплитудой $I_{mA} = 213,9$ кА, получаем меньшее в 5,5 раз чем в [1] для плазмы СПК в цепи ГИТ-Д численное значение:

$$R_{k0} = R_k / d_B = 0,167 \cdot 10^{-3} \text{ Ом/мм} = 0,167 \text{ Ом/м}. \quad (1)$$

3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТИ ПЛАЗМЫ В СПК ВОЗДУШНОГО ИСКРОВОГО РАЗРЯДА ДЛЯ ИМПУЛЬСНОЙ A -КОМПОНЕНТЫ ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

Величину усредненной удельной электропроводности σ_k высокоионизированной низкотемпературной плазмы СПК воздушного искрового разряда в сильноточной цепи генератора ГИТ-А при формировании импульсной A -компоненты тока искусственной молнии (с максимальной электронной температурой в канале этого сильноточного разряда около $12 \cdot 10^3$ К [9]) с учетом изложенного выше подхода по определению активного сопротивления R_k данного СПК находим из классического соотношения вида [1]:

$$\sigma_k = d_B / (\pi \cdot r_{0m}^2 \cdot R_k), \quad (2)$$

где r_{0m} – максимальный радиус СПК воздушного искрового разряда в цепи генератора ГИТ-А.

Величину радиуса r_{0m} , входящую в формулу (2), определяем по известной формуле Брагинского,

имеющей на земной поверхности (вблизи уровня моря) в системе СИ следующий вид [1, 10]:

$$r_{0m} = 0,093 \cdot I_{mA}^{1/3} \cdot t_{mA}^{1/2}, \quad (3)$$

где t_{mA} – время, соответствующее амплитуде I_{mA} первой полуволны импульсной A -компоненты тока искусственной молнии.

Из выражения (3) для нашего случая ($d_B = 24,5$ мм и $U_{3A} = -27$ кВ) при амплитуде $I_{mA} = 213,9 \cdot 10^3$ А и времени $t_{mA} = 38 \cdot 10^{-6}$ с находим, что максимальный радиус r_{0m} высокоионизированного низкотемпературного СПК искрового разряда в атмосферном воздухе для цепи мощного генератора ГИТ-А принимает значение 34,28 мм. В результате из (2) вытекает, что в рассматриваемом случае при $d_B = 24 \cdot 10^{-3}$ м, $R_k = 0,004$ Ом и $r_{0m} = 34,28 \cdot 10^{-3}$ м для усредненной удельной электропроводности σ_k исследуемого в атмосферном воздухе СПК искрового разряда, имитирующего на эквиваленте электрической нагрузки ГТМ с ДЭС импульсную A -компоненту тока искусственной молнии, на основании примененного авторами расчетно-экспериментального подхода получаем количественное значение, приближенно равное 1625 (Ом·м)⁻¹. Это значение удельной электропроводности σ_k плазмы СПК импульсной A -компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП оказывается всего лишь в 1,2 раза большим, чем значение σ_k , характерное для плазмы СПК повторной импульсной D -компоненты тока молнии и найденное опытным путем в [1]. Кроме того, полученное здесь численное значение для усредненной удельной электропроводности σ_k плазмы сильноточного канала воздушного искрового разряда в цепи генератора ГИТ-А оказывается примерно в 31 раз меньшим соответствующего значения для σ_k , характерного для низкотемпературной плазмы при иницировании подводного искрового разряда электрическим взрывом (ЭВ) металлического провода [11]. Связано это с тем, что согласно данным табл. 2 из [11] при подводном ЭВ тонкого металлического провода максимальный радиус канала искрового разряда составляет лишь около 2,14 мм (при амплитуде разрядного тока в цепи ГИТ в 88 кА и амплитуде импульсного давления внутри канала подводного разряда не менее 365 МПа), а активное электрическое сопротивление плазменного канала длиной 40 мм принимает значение, равное примерно $R_k = 0,057$ Ом. Подстановка этих экспериментальных количественных данных из [11] в используемое нами расчетное соотношение (2) при длине канала подводного разряда в 40 мм и обуславливает усредненную электропроводность σ_k его весьма плотной высокоионизированной плазмы, приближенно равную 48778 (Ом·м)⁻¹. Это оценочное по (2) усредненное значение для удельной электропроводности σ_k плазмы СПК искрового разряда при подводном ЭВ тонкого металлического провода хорошо согласуется с соответствующими экспериментальными данными, приведенными в табл. 2 из [11] для сильноточных разрядных искровых каналов в конденсированных средах. Эти данные могут свидетельствовать о правомерности использования соотношения (2) при оценке искомых значений удельной электропроводности σ_k

плазмы в канале сильноточного воздушного искрового разряда.

На основании полученных в данной работе расчетно-экспериментальных результатов для СПК воздушного искрового разряда в сильноточной цепи мощного генератора ГИТ-А с нормированными АВП импульсной A -компоненты тока имитированной молнии видно, что при определении его активного сопротивления R_k и удельной электропроводности σ_k применять количественные данные, характерные для металлической плазмы СПК в разрядной цепи генератора ГИТ-Д при получении повторной импульсной D -компоненты тока искусственной молнии [1], нельзя.

4. ОЦЕНКА ПРОДОЛЬНОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ В СПК ВОЗДУШНОГО ИСКРОВОГО РАЗРЯДА ДЛЯ ИМПУЛЬСНОЙ A -КОМПОНЕНТЫ ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

Приведенные выше результаты для активного сопротивления R_k и электропроводности σ_k СПК воздушного искрового разряда позволяют осуществлять приближенную расчетную оценку максимальной напряженности E_{mk} продольного электрического поля в СПК воздушного искрового разряда атмосферного давления для разрядной цепи генератора ГИТ-А при получении импульсной A -компоненты тока искусственной молнии по следующим выражениям:

$$E_{mk} = I_{mA} / (\pi r_{0m}^2 \sigma_k) = I_{mA} \cdot R_k / d_B. \quad (4)$$

После подстановки в (4) полученных расчетно-экспериментальным путем значений I_{mA} и R_k или I_{mA} , r_{0m} и σ_k для искомой величины напряженности E_{mk} в высокоионизированной плазме сильноточного воздушного искрового разряда при $d_B = 24 \cdot 10^{-3}$ м и $I_{mA} = 213,9$ кА находим, что она имеет численное значение, равное примерно 35,7 кВ/м = 35,7 В/мм. Это значение для E_{mk} оказывается примерно в 2,3 раза меньше уровня напряженности продольного электрического поля, характерного для плазмы СПК воздушного искрового разряда в цепи генератора ГИТ-Д [1]. В этой связи на искровом воздушном промежутке ДЭС длиной $d_B = 24,5$ мм рабочего стола генератора ГИТ-А падает импульсное электрическое напряжение отрицательной полярности с амплитудой, равной около 0,87 кВ. Данное напряжение составляет примерно 3 % от зарядного отрицательного электрического напряжения $U_{3A} = -27$ кВ мощного генератора ГИТ-А, используемого в составе ГТМ при получении импульсной A -компоненты тока искусственной молнии с нормированными согласно требованиям [2-4] АВП.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. На основании проведенных в полевых лабораторных условиях экспериментов на уникальном ГТМ отечественной разработки определены значения активного сопротивления R_k , усредненной удельной электропроводности σ_k и максимальной напряженности E_{mk} продольного электрического поля для СПК воздушного искрового разряда с высокоионизированной низкотемпературной металлической плазмой в сильноточной разрядной цепи мощного генератора с

емкостным накопителем электрической энергии, предназначенного для формирования на активно-индуктивной электрической нагрузке нормированной в соответствии с действующими международными требованиями согласно [2-4] импульсной А- компоненты тока искусственной молнии.

2. Полученные опытные результаты могут быть использованы инженерно-техническим персоналом в качестве руководящего технического материала при выполнении натуральных испытаний различных технических объектов на стойкость к прямому (косвенному) воздействию больших импульсных токов молнии, имитируемых в лабораторных условиях на открытом воздухе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Лысенко В.О. и др. Экспериментальная оценка электрического сопротивления и электропроводности силовоточного плазменного канала в цепи разряда мощного генератора тока искусственной молнии // *Электротехника и электромеханика*. – 2011. – № 1. – С. 61-64.
2. SAE ARP 5412/ED-84. Нормативный документ "Рекомендуемая практика авиационно-космических работ. Идеализированные составляющие внешнего тока" (США), 1985. – С. 30-39.
3. SAE ARP 5416/ED-84. Нормативный документ "Рекомендуемая практика авиационно-космических работ. Условия воздействия молнии на летательные аппараты и соответствующие формы испытательных сигналов" (США), 1997. – 145 с.
4. КТР-ВВФ/DO-160D/ED-14D. Квалификационные требования "Условия эксплуатации и окружающей среды для бортового авиационного оборудования. Требования, нормы и методы испытаний". Раздел 23.0. "Прямое воздействие молнии". – М.: Изд-во госстандартов Российской Федерации, 2004. – С. 258-273.
5. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. и др. Генератор тока искусственной молнии для натуральных испытаний технических объектов // *Приборы и техника эксперимента*. – 2008. – № 3. – С. 81-85.
6. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. и др. Высоковольтные силовоточные воздушные разрядники генератора тока искусственной молнии // *Приборы и техника эксперимента*. – 2008. – № 6. – С. 58-62.
7. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. и др. Мощная высоковольтная электрофизическая установка для имитации полного тока молнии и ее применение в области молниезащиты технических объектов // *Электротехника и электромеханика*. – 2008. – № 3. – С. 69-75.
8. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. и др. Мощный импульсный генератор тока молнии: разработка и примеры применения / *Физика импульсных разрядов в конденсированных средах: Материалы Международной научной конференции (17-21 августа 2009 г.)*. – Николаев: КП "Миколаївська обласна друкарня", 2009. – С. 113-115.
9. Баранов М.И. Приближенный расчет максимальной температуры плазмы в силовоточном канале искрового разряда // *Технічна електродинаміка*. – 2010. – № 5. – С. 7-11.
10. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 2-х томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Харьков: Изд-во "Точка", 2010. – 407 с.
11. Гулий Г.А. Научные основы разрядно-импульсных технологий. – Киев: Наукова думка, 1990. – 208 с.

Bibliography (transliterated): 1. Baranov M.I., Koliushko G.M., Lysenko V.O. i dr. `Eksperimental'naya ocenka `elektricheskogo soprotivleniya i `elektroprovodnosti sil'notochnogo plazmennogo kanala v cepi razryada moschnogo generatora toka iskusstvennoj molnii // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2011. – № 1. – С. 61-64. 2. SAE ARP 5412/ED-84. Normativnyj dokument "Rekomenduemaya praktika aviacionno-kosmicheskikh работ. Idealizirovannye sostavlyayushchie vneshnego toka" (SShA), 1985. – С. 30-39. 3. SAE ARP 5416/ED-84. Normativnyj dokument "Rekomenduemaya praktika aviacionno-kosmicheskikh работ. Usloviya vozdejstviya molnii na letatel'nye apparaty i sootvetstvuyushchie formy ispytatel'nyh signalov" (SShA), 1997. – 145 s. 4. KTR-VVF/DO-160D/ED-14D. Kvalifikacionnye trebovaniya "Usloviya `ekspluatacii i okruzhayuschej sredy dlya bortovogo aviacionnogo oborudovaniya. Trebovaniya, normy i metody ispytaniy". Razdel 23.0. "Pryamoe vozdejstvie molnii". – M.: Izd-vo gosstandartov Rossijskoj Federacii, 2004. – С. 258-273. 5. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Generator toka iskusstvennoj molnii dlya naturalnyh ispytaniy tehniceskikh ob'ektov // *Pribory i tehnika `eksperimenta*. – 2008. – № 3. – С. 81-85. 6. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Vysokovolt'nye sil'notochnye vozdushnye razryadniki generatora toka iskusstvennoj molnii // *Pribory i tehnika `eksperimenta*. – 2008. – № 6. – С. 58-62. 7. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Moschnaya vysokovolt'naya `elektrofizicheskaya ustanovka dlya imitacii polnogo toka molnii i ee primenenie v oblasti molniezashchity tehniceskikh ob'ektov // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2008. – № 3. – С. 69-75. 8. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Moschnyj impul'snyj generator toka molnii: razrabotka i primery primeneniya / *Fizika impul'snyh razryadov v kondensirovannyh sredah: Materialy Mezhdunarodnoj nauchnoj konferencii (17-21 avgusta 2009 g.)*. – Nikolaev: KP "Mikolaiv'ska oblastna drukarnya", 2009. – С. 113-115. 9. Baranov M.I. Priblizhennyj raschet maksimal'noj temperatury plazmy v sil'notochnom kanale iskrovogo razryada // *Tehnichna elektrodinamika*. – 2010. – № 5. – С. 7-11. 10. Baranov M.I. Izbrannye voprosy `elektrofiziki: Monografiya v 2-h tomah. Tom 2, Kn. 2: Teoriya `elektrofizicheskikh `effektov i zadach. – Har'kov: Izd-vo "Tochka", 2010. – 407 s. 11. Gulyj G.A. Nauchnye osnovy razryadno-impul'snyh tehnologij. – Kiev: Naukova dumka, 1990. – 208 s.

Поступила 23.12.2010

*Баранов Михаил Иванович, д.т.н., с.н.с.,
Колушко Георгий Михайлович, к.т.н., с.н.с.,
Лысенко Виталия Олеговна
НИПКИ "Молния"
Национального технического университета
"Харьковский политехнический институт"
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47
тел. (057) 707-68-41, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua*

Baranov M.I., Koliushko G.M., Lysenko V.O.

Experimental determination of active resistance and conductivity of a heavy-current plasma channel in the discharge loop of a powerful generator of artificial lightning current pulse component.

Approximate numerical values are experimentally obtained for linear ohmic resistance and specific conductivity of a heavy-current plasma channel of an air spark discharge in the loop of a powerful capacitive storage applied for artificial lightning current pulse A-component formation with the rated magnitude not less than 200 kA.

Key words – air spark discharge, heavy-current plasma channel, electric resistance, conductivity, artificial lightning current.

НАПРАВЛЕНИЕ СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ЛИСТОВОЙ ФЕРРОМАГНЕТИК, В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ВРЕМЕННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИ МИОМ

В роботі сформульовано і обґрунтовано фізичний механізм силової дії імпульсних магнітних полів на тонкостінні листові заготовки з ферромагнітних провідників. Показано, що при низьких робочих частотах превалюють сили притягання, обумовлені магнітними властивостями металу оброблюваних об'єктів. При підвищенні частот понад певне порогове значення притягання змінюється відштовхуванням, обумовленим превалюючим впливом сил Лоренца.

В работе сформулирован и обоснован физический механизм силового воздействия импульсных магнитных полей на тонкостенные листовые заготовки из ферромагнитных проводников. Показано, что при низких рабочих частотах превалируют силы притяжения, обусловленные магнитными свойствами металла обрабатываемых объектов. При повышении частот сверх определённого порогового значения притяжение сменяется отталкиванием, обусловленным превалирующим влиянием сил Лоренца.

ВВЕДЕНИЕ

Анализ основных достижений и публикаций, постановка задачи

Исключительно новые возможности для реализации современных магнитно-импульсных технологий открывает явление, экспериментально обнаруженное в 2004 г. профессорами Ю.В. Батыгиным, В.И. Лавинским и Л.Т. Хименко [1].

Его сущность состоит в следующем.

Как оказалось, направление усилий при воздействии импульсным магнитным полем на достаточно тонкостенные листовые магнитные металлы зависит от рабочей частоты токового импульса в обмотке инструмента-индуктора.

Экспериментальные образцы представляли собой ферромагнитные стальные пластины толщиной $\sim 0.5\div 1.0$ мм. Генераторами магнитного поля являлись одновитковые индукторы, подключаемые к источнику с запасаемой энергией ~ 10 кДж.

При частоте ~ 2.2 кГц силовое воздействие со стороны магнитного поля приводило к притяжению участка ровного стального образца и образованию вмятины, соответственно поперечным размерам рабочей зоны индуктора. При повышении рабочей частоты до ~ 7.5 кГц этот же участок стальной пластины испытывал отталкивание. Имело место образование выпуклости, то есть проявление известного магнитного давления на проводник.

Подчеркнём, что в проведенных экспериментах наблюдалось не просто отталкивание или притяжение экспериментальных образцов в целом, а их деформирование с образованием выпуклостей или вмятин.

Первоначальные гипотезы о природе обнаруженного эффекта игнорировали возможное проявление магнитных свойств обрабатываемых объектов и предполагали чисто электродинамическое взаимодействие полей и индуцированных токов (возбуждение сил Лоренца!). В пользу выдвинутых гипотез свидетельствовали известные устоявшиеся представления из практической МИОМ, в соответствии с которыми при рабочих значениях напряжённостей полей относительные магнитные проницаемости обрабатываемых стальных образцов приближались к единице, и их магнитными свойствами можно было пренебречь. Поэтому, как казалось, единственно верным

физическим объяснением обнаруженного эффекта являлось изменение направления токов, индуцированных в металле обрабатываемого объекта [2, 3].

Весьма несостоятельными представляются и выводы авторов работы [4], где исходя из классических представлений о возбуждении только касательной компоненты напряжённости сделана попытка обнаружить притяжение заготовки, обусловленное фазовым сдвигом между внешним и проникшим магнитными полями. Из простейших оценок очевидно, что интегральная действительность такого притяжения ничтожно мала для того, чтобы принимать его во внимание.

Как оказалось, и это было обосновано теоретически и экспериментально [5, 6], в случае достаточной тонкостенности листового проводника (что эквивалентно низким рабочим частотам действующих магнитных полей!), индуцированный ток стремится к временной производной возбуждающего тока [5]. Соответственно, силы электродинамического воздействия на обрабатываемый объект в интеграле по времени должны стремиться к нулю. Они не будут ни отталкивать, ни притягивать его [6]. При высоких частотах (резкий поверхностный эффект!) индуцированный ток повторяет временную форму возбуждающего тока [5], а магнитное давление – максимально. Оно с большой силой отталкивает заготовку от индуктора [6].

Итак, как следует из публикаций по рассматриваемой теме при достаточно низких значениях рабочих частот действующих полей, тонкостенные металлические объекты в интеграле не испытывают никакого электродинамического воздействия (действия сил Лоренца!). Но при высоких рабочих частотах имеет место хорошо отработанный в МИОМ эффект магнитного давления на проводящую заготовку.

Для объяснения экспериментально обнаруженного эффекта изменения направленности сил, действующих на тонкостенные листовые ферромагнетики при вариации рабочих частот возбуждаемых полей, следует вернуться к ранее проигнорированному влиянию магнитных свойств металла обрабатываемого объекта, и уже с этих позиций очертить, гипотезу, объясняющую отмеченный эффект.

1 Притяжение ферромагнетика, обусловленное его магнитными свойствами, в большей или меньшей степени существует всегда. В диапазоне рабочих зна-

чений напряжённости действующих полей ($H_m \sim 10^5 \div 10^7$ А/м) для тонкостенного листового ферромагнетика величина относительной магнитной проницаемости $\mu_r \rightarrow 1$, но $\mu_r \neq 1$ и $\mu_r > 1$. Это положение согласуется с мнением авторов работы [7], реализовавшим исследуемый эффект в практике рихтовки автомобильных кузовов, и утверждающим, что для проявления магнитных свойств в плане притяжения достаточно, чтобы $\mu_r > 1.2$.

2. В режимах резкого скин-эффекта силы магнитного притяжения относительно малы. Здесь преобладают силы Лоренцевского отталкивания. Имеет место известное магнитно-импульсное давление на обрабатываемый проводящий объект. Заготовка отталкивается от индуктора – источника поля.

3. При низких значениях рабочих частот силы магнитного притяжения преобладают над силами Лоренцевского отталкивания, интегральная действенность последних стремится к нулю. Заготовка притягивается к индуктору – источнику поля именно за счёт влияния магнитных свойств обрабатываемого объекта.

Целью настоящего рассмотрения является анализ процессов в тонкостенных листовых ферромагнетиках под действием внешних импульсных магнитных полей и объяснение физического механизма зафиксированного экспериментально эффекта изменения направленности действующих сил при вариации рабочих частот тока индуктора.

Объект исследований – одновитковый цилиндрический индуктор с ферромагнитной листовой заготовкой. Расчётная модель представлена на рис. 1.

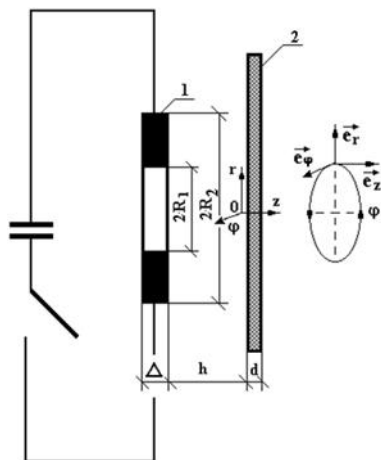


Рис. 1. Схема экспериментальной индукторной системы с одновитковым соленоидом 1 и плоской листовой ферромагнитной заготовкой 2 ($\vec{e}_r, \vec{e}_\varphi, \vec{e}_z$ – направляющие орты цилиндрической системы координат)

АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ В ТОНКОСТЕННЫХ ЛИСТОВЫХ ФЕРРОМАГНЕТИКАХ

Теоретическая модель исследуемого эффекта построена при следующих допущениях.

- Виток индуктора достаточно тонкий и "прозрачен" для действующих полей ($\Delta \rightarrow 0$), так что его металл не оказывает никакого влияния на протекающие электромагнитные процессы.

- В индукторе течёт ток $I(t)$, временные параметры которого таковы, что в расчётах вполне приемлемо

известное условие квазистационарности происходящих электромагнитных процессов, так что $\omega \cdot l / c \ll 1$ (здесь ω – круговая частота процесса, c – скорость света в вакууме, l – наибольший характерный геометрический размер системы).

- Система обладает аксиальной симметрией, так что $\frac{\partial}{\partial \varphi} = 0$ (φ – полярный угол).

- Листовая заготовка является достаточно тонкостенной с геометрической и электродинамической точек зрения, а её радиальная протяжённость также достаточно велика, то есть $d/R_{1,2} \ll 1$ и $\omega \cdot \tau \ll 1$ ($\tau = \mu_1 \cdot \gamma \cdot d^2$, γ, d – удельная электропроводность и толщина заготовки, $R_{1,2}$ – внутренний и внешний радиусы индуктора).

- Магнитная проницаемость металла листовой заготовки постоянна и равна μ_1 , $\mu_1 = \mu_0 \cdot \mu_r$, μ_0 и μ_r – магнитная проницаемость вакуума и относительная магнитная проницаемость металла, соответственно.

Допущение о постоянстве магнитной проницаемости требует дополнительных комментариев. Речь идёт о справедливости или о пределах его реальной применимости.

Естественно, что строгость проводимого рассмотрения определяется уровнем вариации значения относительной магнитной проницаемости μ_r в течение рассматриваемого процесса. Безусловно, и то, что реально эта характеристика ферромагнетика будет изменяться в широких пределах с максимумом, много большим единицы. Но, если посмотреть на типичные зависимости магнитной проницаемости, приведенные, например, в известной монографии [8], то становится очевидным, что изменение этой характеристики металла, как производной $d\mu_r(H)/dH$, будет достаточно малым для амплитуд напряжённости ($H \sim 10^5$ А/м и выше), характерных для практической магнитно-импульсной обработки металлов [1, 2, 5-7, 9].

Опуская типичные математические операции по интегрированию уравнений Максвелла, выполненные аналогично тому, как это сделано авторами научной монографии [9], запишем окончательные выражения для токов и полей, возбуждаемых в металле листового ферромагнетика, $z \in [0, d]$ на рис. 1.

Плотность тока:

$$j_\varphi(z, r, \varphi) = \frac{2 \cdot j_m}{d} \cdot \int_0^\infty f(x) \cdot e^{-x \cdot \frac{h}{d}} \cdot x \cdot J_1\left(x \cdot \frac{r}{d}\right) \cdot dx \cdot \sum_{k=0}^\infty \frac{\beta_k \cdot F_{1k}(\mu_r \cdot x, z)}{\Phi_k(\mu_r \cdot x)} \cdot \frac{dj(\varphi)}{d\varphi} \cdot e^{-\frac{(\beta_k^2 + x^2)z}{\omega\tau}} \cdot dx, \quad (1)$$

где j_m и $j(\varphi)$ – амплитуда и временная зависимость тока в индукторе, $\varphi = \omega \cdot t$ – фаза, ω – круговая (циклическая) частота возбуждающего тока,

$$f(x) = \frac{1}{d^2} \cdot \int_{R_1}^{R_2} f(r) \cdot r \cdot J_1\left(x \cdot \frac{r}{d}\right) \cdot dr, \quad f(r) – \text{радиальное распределение тока в индукторе, } \beta_k – \text{корни уравнения:}$$

пределение тока в индукторе, β_k – корни уравнения:

$$\operatorname{tg}(\beta_k) = -\frac{2}{\frac{\beta_k}{\mu_r \cdot x} - \frac{\mu_r \cdot x}{\beta_k}},$$

$$F_{1k}(\mu_r \cdot x, z) = (\mu_r \cdot x) \cdot \sin\left(\beta_k \left(1 - \frac{z}{d}\right)\right) + \beta_k \cdot \cos\left(\beta_k \left(1 - \frac{z}{d}\right)\right),$$

$$\Phi_k(\mu_r \cdot x) = \cos(\beta_k) \left[(\mu_r \cdot x)^2 + 2(\mu_r \cdot x) - \beta_k^2 \right] - 2\beta_k \sin(\beta_k) [1 + (\mu_r \cdot x)].$$

Интересно отметить существование очевидных предельных переходов в свёртке выражения (1), подтверждающих достоверность полученного результата.

$$\frac{dj(\varphi)}{d\varphi} e^{-\frac{(\beta_k^2 + x^2)}{\omega \cdot \tau}} = \int_0^{\varphi - \zeta} \frac{dj(\zeta)}{d\zeta} \cdot e^{-\frac{(\beta_k^2 + x^2)}{\omega \cdot \tau}(\varphi - \zeta)} d\zeta = \begin{cases} j(\varphi), \gamma \rightarrow \infty, \\ \frac{dj(\varphi)}{d\varphi}, \gamma \rightarrow 0. \end{cases}$$

В режиме резкого поверхностного эффекта ($\gamma \rightarrow \infty$) временная форма индуцированного тока и тока индуктора совпадают между собой. В режиме интенсивного проникновения поля ($\gamma \rightarrow 0$) индуцированный ток пропорционален производной возбуждающего тока [5, 6].

Компоненты напряжённости магнитного поля:

а) тангенциальная составляющая напряжённости магнитного поля,

$$H_r(z, r, \varphi) = -\frac{2 \cdot j_m}{(\omega \cdot \tau)} \int_0^{\infty} f(x) \cdot e^{-x \cdot \frac{h}{d}} \cdot x \cdot J_1\left(x \cdot \frac{r}{d}\right) \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\beta_k^2 \cdot F_{2k}(\mu_r \cdot x, z)}{\Phi_k(\mu_r \cdot x)} j(\varphi) \cdot e^{-\frac{(\beta_k^2 + x^2)}{\omega \cdot \tau}} dx, \quad (2)$$

где

$$F_{2k}(\mu_r \cdot x, z) = (\mu_r \cdot x) \cdot \cos\left(\beta_k \left(1 - \frac{z}{d}\right)\right) - \beta_k \cdot \sin\left(\beta_k \left(1 - \frac{z}{d}\right)\right),$$

б) нормальная составляющая напряжённости магнитного поля,

$$H_z(z, r, \varphi) = -\frac{2 \cdot j_m}{(\omega \cdot \tau)} \int_0^{\infty} f(x) \cdot e^{-x \cdot \frac{h}{d}} \cdot x^2 \cdot J_0\left(x \cdot \frac{r}{d}\right) \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\beta_k \cdot F_{1k}(\mu_r \cdot x, z)}{\Phi_k(\mu_r \cdot x)} j(\varphi) \cdot e^{-\frac{(\beta_k^2 + x^2)}{\omega \cdot \tau}} dx. \quad (3)$$

Отметим, что выражения (1-3) описывают распределения характеристик электромагнитных процессов в исследуемой индукторной системе для произвольной временной формы возбуждающего тока в индукторе.

Пространственно-временная зависимость маг-

нитного давления, действующего на проводящую ферромагнитную пластину, имеет вид [9]:

$$P_L(r, t) = -\mu_1 \cdot \int_0^d j(z, r, t) \cdot H_r(z, r, t) \cdot dz. \quad (4)$$

Формула (4), дополненная выражениями (1) и (2) представляет собой решение задачи о возбуждении сил Лоренца, действующих в направлении нормали к поверхности обрабатываемого объекта.

Поверхностная плотность сил, обусловленных магнитными свойствами металла тонкостенной пластины, описывается выражением вида:

$$P_F = -\frac{(\mu_0 \mu_r)}{2} (\mu_r - 1) \left[(H_{1n}^2 - H_{2n}^2) + \frac{1}{\mu_r} (H_{1t}^2 - H_{2t}^2) \right]. \quad (5)$$

Анализ выражение (5) показывает, что

- полученный результат согласуется с аналогичной зависимостью, приведенной в научных монографиях [3, 10], что свидетельствует о его достоверности;

- на металлическую пластину с магнитными свойствами, находящуюся в вакууме, действует результирующая сила, пропорциональная разности квадратов нормальной и тангенциальной составляющих напряжённости на границах и направленная в сторону большего значения амплитуды магнитного поля, в отличие от сил Лоренца, направленных противоположно;

- в режиме насыщения при $\mu_r \gg 1$ действующая сила будет определяться в основном нормальными компонентами напряжённости магнитного поля, что опять же полностью согласуется с известными научными положениями.

Проверку сформулированной гипотезы можно осуществить с помощью выражения, представляющего собой сумму силы Лоренца (формула (4)) и силы, обусловленной магнитными свойствами металла обрабатываемой пластины (формула (5)):

$$P_S(r, t) = \mu_1 \left(\int_0^d j(z, r, t) H_r(z, r, t) dz - \frac{(\mu_r - 1)}{2} \times \left[(H_{1n}^2 - H_{2n}^2) + \frac{1}{\mu_r} (H_{1t}^2 - H_{2t}^2) \right] \right). \quad (6)$$

Численные оценки проведём для одной из экспериментальной индукторной системы с параметрами: виток – $R_1 = 0.025$ м, $R_2 = 0.03$ м; рабочий зазор между витком индуктора и листовой заготовкой – $h = 0.0005$ м.

Радиальное распределение тока в витке индуктора положим равномерным:

$$f(r) = \eta(r - R_1) - \eta(r - R_2).$$

В проведенных экспериментах временная функция плотности тока индуктора имела вид экспоненциально затухающей синусоиды, т.е.

$$j(t) = j_m \cdot e^{-\delta_0 \cdot \varphi} \cdot \sin \varphi,$$

где $j_m = I_m / (R_2 - R_1)$ – амплитуда плотности тока, I_m – амплитуда тока, δ_0 – относительный декремент затухания, $\varphi = \omega \cdot \tau$ – фаза, ω – круговая частота [1, 9].

Листовая заготовка – сталь с удельной электропроводностью $\gamma = 0.4 \cdot 10^7$ [1/Ом·м] и толщиной $d = 0.00075$ м. Величина относительной магнитной проницаемости

соответствует усреднённым оценкам по кривым научной монографии [8] для значений напряжённости магнитного поля $\sim 10^6$ А/м и составляет $\mu_r \approx 2.5$.

Амплитуда тока в индукторе – $I_m = 50$ кА, частота в импульсе – $f = 2 \div 8$ кГц, относительный декремент затухания – $\delta_0 = 0.3$.

Вычисления возбуждаемых сил различной физической природы проведены с помощью формул: распределённые силы взаимодействия внешнего магнитного поля с индуцированными токами – силы Лоренца – P_L , (4); распределённые силы магнитного притяжения – P_M , (5); суммарные распределённые силы,

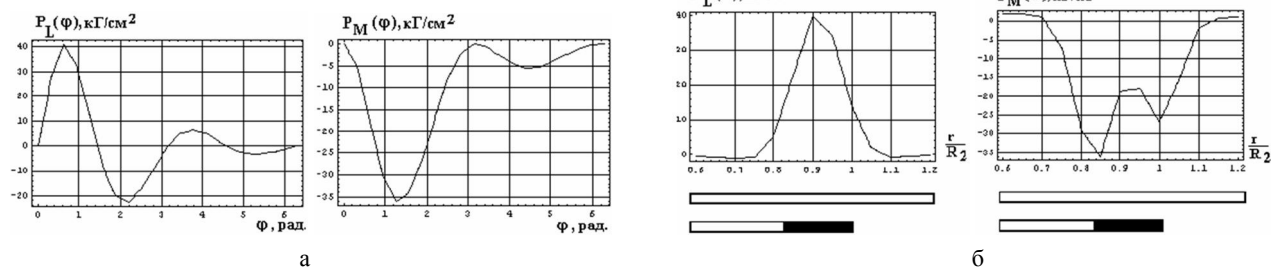


Рис. 2. Распределения распределённых сил, возбуждаемых в металле тонкостенной ферромагнитной пластины при частоте ~ 2 кГц; а – зависимость от фазы, б – радиальное распределение

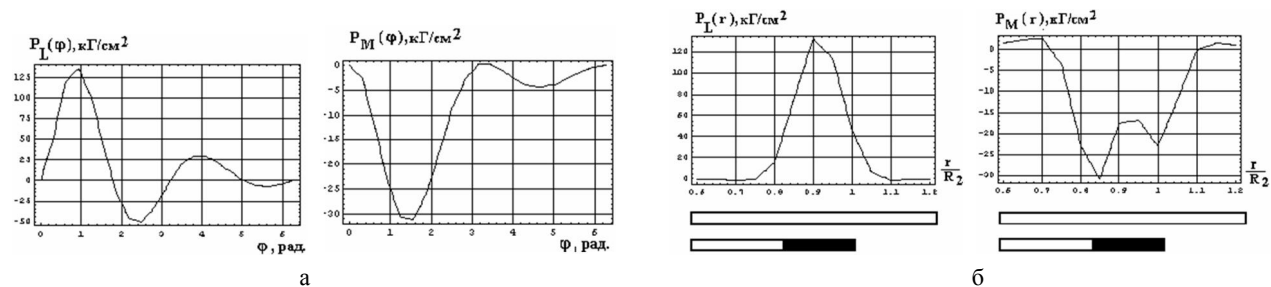


Рис. 3. Распределения распределённых сил, возбуждаемых в металле тонкостенной ферромагнитной пластины при частоте ~ 8 кГц; а) зависимость от фазы, б) радиальное распределение

Во-первых, максимумы сил отталкивания и притяжения разнесены во времени (рис. 2,а и рис. 3,а). Так, амплитуда сил магнитного притяжения имеет место при $\varphi_{\max,M} \approx 1.256$ вне зависимости от частоты. Силы отталкивания достигают максимальных значений при $\varphi_{\max,L} \approx 6.28$ для ~ 2 кГц и при $\varphi_{\max,L} \approx 9.42$ для ~ 8 кГц, что обусловлено влиянием временной формы индуцированного тока.

Во-вторых, максимумы рассматриваемых сил разнесены в пространстве (рис. 2,б и рис. 3,б). Радиальные экстремумы сил отталкивания расположены по центру витка. Силы притяжения достигают максимума вблизи его внутреннего края.

Для сравнения в цифрах следует перейти к усреднённым характеристикам распределённых сил по времени – за период действующего поля (табл.1, поз.1, 2) и по радиусу – на интервале, где величины сил составляют не менее, например, ~ 0.05 максимального значения (табл.1, поз.3,4). Интересной характеристикой представляется собственно сила как интеграл по площади (табл.1, поз.5, 6).

Следует добавить, что результаты математического усреднения соответствуют абсолютному минимуму действенности выделенных сил различной физической природы, так как любые перенапряжения и

действующие на ферромагнитную металлическую пластину в магнитном поле – P_S , (6). Результаты расчётов представлены на рис. 2, 3.

Хотя приведенные графические зависимости и иллюстрируют рост сил магнитного притяжения по сравнению с силами отталкивания при понижении рабочей частоты действующего поля и увеличение действенности последних при повышении частот, визуальной констатации данного факта для окончательного заключения явно не достаточно.

возможные последующие деформации обрабатываемого объекта, как хорошо известно из сопротивления материалов [11], начинаются в местах локализации экстремумов механических усилий.

Таблица 1

Усреднённые значения распределённых сил

№ п/п	Усреднённые силовые показатели	Рабочие частоты	
		2.0 кГц	8.0 кГц
1	Распределённая сила отталкивания за период действующего поля (в радиальном максимуме)	1.98 кГ/см ²	18.27 кГ/см ²
2	Распределённая сила притяжения за период действующего поля (в радиальном максимуме)	- 9.86 кГ/см ²	- 8.37 кГ/см ²
3	Распределённая сила отталкивания на площади $r/R_2 \in [0.7, 1.1]$ (во временном максимуме)	12.8 кГ/см ²	42.8 кГ/см ²
4	Распределённая сила притяжения на площади $r/R_2 \in [0.7, 1.1]$ (во временном максимуме)	- 16.9 кГ/см ²	- 13.85 кГ/см ²
5	Сила отталкивания на площади $r/R_2 \in [0.7, 1.1]$ (во временном максимуме)	260.56 кГ	871.6 кГ
6	Сила притяжения на площади $r/R_2 \in [0.7, 1.1]$ (во временном максимуме)	- 344.86 кГ	- 281.9 кГ

Весьма иллюстративны и показательны графические результаты вычислений на рис. 4, 5.

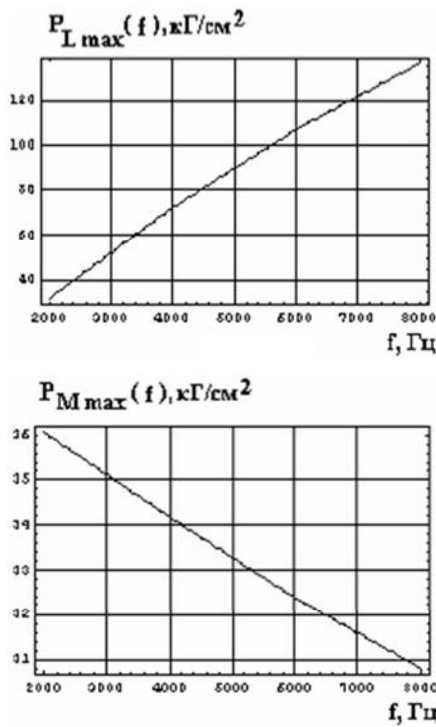


Рис. 4. Зависимости амплитудных значений сил отталкивания ($P_{L,max}$) и притяжения ($P_{M,max}$) от рабочих частот действующих полей

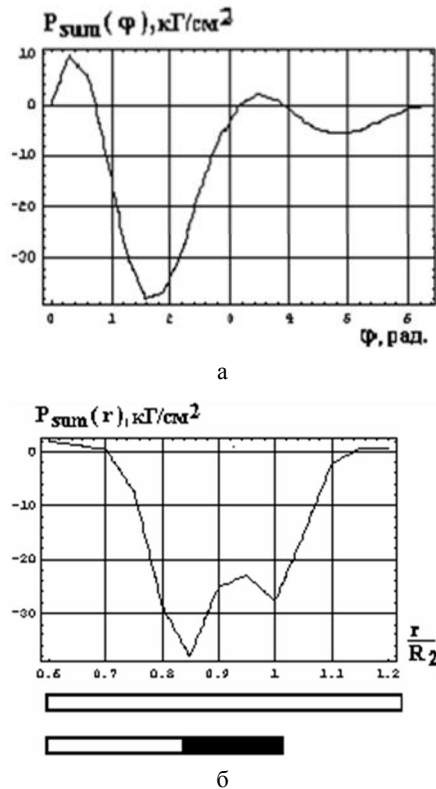


Рис. 5. Фазовая (а) и радиальная (б) зависимости суммарной распределённой силы при частоте ~ 2 кГц (силы отталкивания – плюс; силы магнитного притяжения – минус)

Наконец, весьма представительной характеристикой для сравнения может быть величина интегральной силы (в выбранном радиальном интервале), усреднённая за период действующего поля. Результаты этих вычислений приведены на рис. 6.

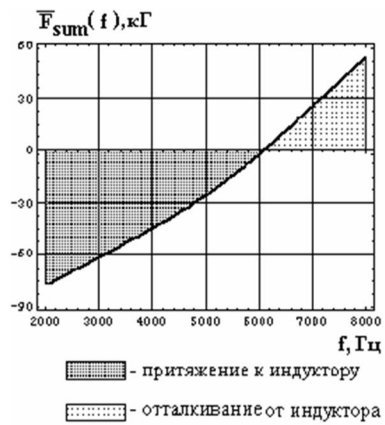


Рис. 6. Частотная зависимость усреднённой суммарной силы, действующей на ферромагнитную пластину, в магнитном поле одновиткового индуктора

Заключительные комментарии проведенных вычислений.

- Силы взаимодействия внешнего магнитного поля с индуцированными токами (силы Лоренца) имеют осциллирующий характер во времени, что означает их переменную направленность. Интегральное действие этих сил на проводник за время импульса – есть отталкивание обрабатываемого объекта от источника поля – индуктора. С понижением рабочей частоты осцилляции сил Лоренца во времени возрастают и, в конечном итоге, их отталкивающее интегральное воздействие на объект обработки стремится к нулю.

- Силовое воздействие внешнего поля на проводник с магнитными свойствами сохраняет неизменным свой знак во времени. Это означает, что данные силы имеют постоянное направление. Их действие на проводник – есть притяжение обрабатываемого объекта к индуктору.

- Максимумы сил отталкивания и притяжения разнесены во времени и в пространственном приложении. Данные различия обусловлены разными физическими механизмами возбуждения выделенных сил, и, практически, они могут стать причинами неоднородного деформирования ферромагнитных листовых заготовок при воздействии импульсных магнитных полей.

- При повышении рабочих частот действующих полей амплитуды сил отталкивания существенно возрастают, амплитуды сил магнитного притяжения падают.

- Силовое воздействие низкочастотных полей на ферромагнитные листовые металлы почти неизменно во времени. Практически, имеет место только притяжение к индуктору.

- Проведенные вычисления подтверждают достоверность физического механизма, принятого для объяснения экспериментов, где наблюдалось изменение направленности силового воздействия на стальные тонкостенные листовые заготовки в зависимости от рабочей частоты магнитного поля одновиткового цилиндрического соленоида, а именно, при понижении частоты от ~ 8 кГц до ~ 2 кГц известное магнитное отталкивание сменялось притяжением объекта обработки к индуктору. Действительно, как следует из зависимости на рис. 6, в диапазоне рабочих частот 2–8 кГц изменяется характер силового воздействия на

ферромагнитную пластину. Для $f < 6$ кГц превалирует притяжение, для $f > 6$ кГц – отталкивание. Можно добавить, что в проведенных экспериментах, притяжение наблюдалось ещё при частоте $f \approx 4.5$ кГц.

ВЫВОДЫ

Основные результаты проведенного рассмотрения сконцентрированы в следующих положениях.

1. Сформулирован и обоснован физический механизм силового воздействия импульсных магнитных полей на тонкостенные листовые заготовки из ферромагнитных проводников.

2. Показано, что при низких рабочих частотах действующих полей превалируют силы притяжения, обусловленные магнитными свойствами металла обрабатываемых объектов. При повышении частот сверх определённого порогового значения изменяется характер силового воздействия. Притяжение сменяется отталкиванием, обусловленным превалирующим влиянием сил Лоренца – сил взаимодействия внешнего поля с индуцированными токами.

3. Предложенный механизм силового взаимодействия магнитных полей с тонкостенными ферромагнитными проводниками подтверждается проведенными вычислениями и объясняет результаты эксперимента, где был зафиксирован эффект изменения направленности силового воздействия на стальные тонкостенные листовые заготовки в зависимости от рабочей частоты магнитного поля одновиткового цилиндрического соленоида.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Yu.V.Batygin, V.I.Lavinsky, L.T.Khimenko, Direction Change of the Force Action upon Conductor under Frequency Variation of the Acting magnetic Field. Proceedings of the 1-st International Conference on High Speed Metal Forming. March 31/April 1, 2004. Dortmund, Germany. P. 157-160.
2. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т., Физические основы возможных направлений развития магнитно-импульсной обработки тонкостенных металлов. // Электротехника і електромеханіка. – 2004. – № 2. – С. 80-84.
3. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н., Элементы теории и численного расчёта электромагнитных процессов в проводящих средах. Киев: Изд. Института электродинамики НАНУ, 1999. – 362 с.
4. Лютенко Л.А., Михайлов В.М., Влияние формы импульса внешнего магнитного поля на электродинамические усилия, деформирующие цилиндрическую оболочку. // Техническая электродинамика. – 2007. – № 6. – С. 17-18.
5. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Бондаренко А.Ю., Вихревые токи в тонких металлических листах при их магнитно-импульсной обработке. // Электричество. – 2009. – № 9. – С. 61-66.
6. Батыгин Ю.В., Бондаренко А.Ю., Силы, действующие на тонкостенный проводник, в проникающем поле плоского одновиткового соленоида. // Техническая электродинамика. – № 1. – 2010. – С. 9-14.
7. R.Meichtry, I.Kouba., Dent removing method and device. Patent US 2008/0163661A1, Jul.10, 2008.
8. Туровский Я., Техническая электродинамика. М: "Энергия", 1974. – 488 с.

9. Туренко А.Н. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. Том 3. Теория и эксперимент притяжения тонкостенных металлов импульсными магнитными полями: монография / А.Н. Туренко, Ю.В. Батыгин, А.В. Гнатов. – Харків: ХНАДУ, 2009 – 240 с.

10. Круг К.А. Основы электротехники. М-Л: Главная редакция энергетической литературы, 1936. – 887 с.

11. Дарков А.В., Шпиро Г.С., Сопротивление материалов. М: "Высшая школа", 1969. – 734 с.

Bibliography (transliterated): 1. Yu.V.Batygin, V.I.Lavinsky, L.T.Khimenko, Direction Change of the Force Action upon Conductor under Frequency Variation of the Acting magnetic Field. Proceedings of the 1-st International Conference on High Speed Metal Forming. March 31/April 1, 2004. Dortmund, Germany. P. 157-160. 2. Batygin Yu.V., Lavinsky V.I., Himenko L.T., Fizicheskie osnovy vozmozhnykh napravlenij razvitiya magnitno-impul'snoj obrabotki tonkostennykh metallov. // Elektrotehnika i elektromekhanika. - 2004. - № 2. - S. 80-84. 3. Podol'cev A.D., Kucheryavaya I.N., "Elementy teorii i chislennogo rascheta `elektromagnitnykh processov v provodyaschih sredah. Kiev: Izd. Instituta `elektrodinamiki NANU, 1999. - 362 s. 4. Lyutenko L.A., Mihajlov V.M., Vliyanie formy impul'sa vneshnego magnitnogo polya na `elektrodinamicheskie usiliya, deformiruyushchie cilindricheskuyu obolochku. // Tehnicheskaya `elektrodinamika. - 2007. - № 6. - S. 17-18. 5. Batygin Yu.V., Lavinsky V.I., Bondarenko A.Yu., Vihrevye toki v tonkih metallicheskih listah pri ih magnitno-mipul'snoj obrabotke. // Elektrichestvo. - 2009. - № 9. - S. 61-66. 6. Batygin Yu.V., Bondarenko A.Yu., Sily, dejstvuyushchie na tonkostennyj provodnik, v pronikayushchem pole ploskogo odnovitkovogo solenoida. // Tehnicheskaya `elektrodinamika. - № 1. - 2010. - S. 9-14. 7. R.Meichtry, I.Kouba., Dent removing method and device. Patent US 2008/0163661A1, Jul.10, 2008. 8. Turovskij Ya., Tehnicheskaya `elektrodinamika. M: "Energiya", 1974. - 488 s. 9. Turenko A.N. Impul'snye magnitnye polya dlya progressivnykh tehnologij. Tom 3. Teoriya i `eksperiment prityazheniya tonkostennykh metallov impul'snymi magnitnymi polyami: monografiya / A.N. Turenko, Yu.V. Batygin, A.V. Gnatov. - Harkiv: HNADU, 2009 - 240 s. 10. Krug K.A. Osnovy `elektrotehniki. M-L: Glavnaya redakciya `energeticheskoy literatury, 1936. - 887 s. 11. Darkov A.V., Shpiro G.S., Soprotivlenie materialov. M: "Vysshaya shkola", 1969. - 734 s.

Поступила 11.03.2011

*Батыгин Юрий Викторович, д.т.н., проф.,
Щиголева Светлана Александровна*
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет, кафедра физики
61002, Харьков, ул. Петровского, 25
тел. (057) 707-37-27, e-mail: batygin48@mail.ru

Гнатов Андрей Викторович, к.т.н., доц.
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет, кафедра "Автомобильная электроника"
61002, Харьков, ул. Петровского, 25
тел. (057) 700-38-52, e-mail: kalifus@yandex.ru

Batygin Yu.V., Gnatov A.V., Schigoleva S.A.
Direction of force action on sheet ferromagnetic as function of time characteristics under electromagnetic forming.

In the article, the physical mechanism of pulse magnetic fields force action on thin-wall sheet ferromagnetic conducting plates is theoretically formulated and justified. It is shown that attracting forces caused by magnetic properties of the work object metal prevail at low working frequencies. Increasing frequencies over a specified threshold value results in attraction changing into repulsion caused by prevailing action of Lorenz forces resulted from electrodynamic interaction of external fields with induced eddy currents.

Key words – electromagnetic forming, thin-wall ferromagnetic plates, pulse magnetic fields force action, physical mechanism.

ЧИСЛО ДВОЙНЫХ ПЕРЕГИБОВ КАК ИНДИКАТОР СТЕПЕНИ СТАРЕНИЯ КАБЕЛЬНЫХ БУМАГ

В процесі експлуатації силових кабелів спостерігається зміна механічних характеристик паперової ізоляції. Крива статистичної щільності розподілу числа подвійних вигинів не зістарених кабелів не є симетричною та одно модальною. Це обумовлено дискретністю структури об'єму ізоляції і відповідає рівню механічній довговічності (ресурсу). Для зістарених кабелів рівень механічній довговічності вироджується. На варіаційних діаграмах числа подвійних вигинів для поясної ізоляції з'являється злом, що відповідає критичному рівню за механічної міцністю. Встановлено критичні рівні числа подвійних вигинів паперової ізоляції силових кабелів напругою 1-10 кВ.

В процессе эксплуатации силовых кабелей наблюдается изменение механических характеристик бумажной изоляции. Кривая статистической плотности распределения числа двойных перегибов несостаренных кабелей – не симметрична и бимодальна. Это обусловлено дискретностью структуры объема изоляции и отвечает уровням механической долговечности (ресурсу). Для состаренных кабелей уровни долговечности вырождаются. На вариационных диаграммах числа двойных перегибов поясной изоляции появляется излом, который отвечает критическому уровню по механической прочности. Установлены критические уровни числа двойных перегибов бумажной изоляции силовых кабелей напряжением 1-10 кВ.

Введение

Силовые кабели имеют два вида изоляции – фазную (вокруг каждой жилы по отдельности) и поясную (вокруг трех жил вместе). Изоляция выполняется путем обмотки жил лентами кабельной бумаги. В исходном состоянии свойства фазной и поясной изоляции должны быть идентичными. В процессе старения кабелей появляются различия, вызванные деструкцией целлюлозы и миграцией низкомолекулярных полярных продуктов ее разложения (воды, фуранов) в более холодную часть кабеля – к оболочке, в поясную изоляцию. В результате свойства поясной изоляции со временем ухудшаются в большей степени по сравнению с фазной. Уменьшается механическая прочность кабельных бумаг, растет тангенс угла диэлектрических потерь [1, 2].

Механические характеристики – традиционный показатель технических свойств изоляции. Обычно используют относительное удлинение при разрыве $\Delta l/l$ и разрывное напряжение σ_r . Первый параметр удобен для тех материалов, для которых в исходном состоянии $\Delta l/l$ составляет сотни процентов – полиэтилен (ПЭ), поливинилхлоридные (ПВХ) пластикаты. Для композиций кабельного ПЭ исходное значение относительного удлинения достигает $\Delta l/l = 400-450\%$. По мере старения изоляции величина $\Delta l/l$ монотонно снижается. Критерием предельного состояния таких материалов является снижение $\Delta l/l$ до величины 50% [3].

Для кабельных бумаг величина $\Delta l/l$ даже в исходном состоянии составляет всего 2%. Поэтому использовать данный параметр для оценки технического состояния кабельных бумаг неудобно: диапазон возможного изменения $\Delta l/l$ узок.

Вместе с тем одним из показателей качества кабельных бумаг является число двойных перегибов (N), выдерживаемых до излома. Нормированное значение этого параметра в исходном состоянии (для новых бумаг) – не менее 2000. Измерение числа двойных перегибов выполняется на специальных устройствах – изгибочных (или фальцеровочных) машинах [2]. Полоска бумаги, растягиваемая с усилием 9,8 Н, подвергается изгибам с помощью рамки с прорезью –

фальцера. Число двойных перегибов подсчитывается с помощью механического счетчика. Частота изгибов – 200 изгибов за минуту.

Привлекательность данного метода контроля заключается в том, что он отражает длительную механическую прочность бумаг (испытания одной полоски продолжаются обычно 20-25 минут). Испытания же относительного удлинения при разрыве и разрывного напряжения отражают кратковременные механические свойства бумаг. Кроме того, излом бумаги происходит именно в месте изгиба. Поэтому влияние узла крепления полосок бумаги сводится к минимуму.

При измерениях же $\Delta l/l$ и σ_r образцы часто рвутся в зажимах. Соответствующие результаты приходится исключать из рассмотрения, что приводит к непроизводительной потере образцов, весьма дефицитных в условиях диагностики кабелей, находящихся в эксплуатации.

Из одного отрезка кабеля 1 кВ получается образцов: по 6-8 для каждой из фаз, и по 5 – для поясной изоляции. Для кабеля 6 кВ – аналогично: по 17-18 штук для каждой из фаз, и по 7-8 – для поясной изоляции.

Таким образом, общее число образцов полосок бумаги, получаемых из одного отрезка кабеля длиной 0,2 м, достаточно для получения не только стандартных статистических оценок параметра N (среднего, дисперсии, доверительного интервала), но даже интегральной функции распределения (ИФР). ИФР дают представление о среднем значении (на уровне доверительной вероятности 0,5) и о редких значениях N – на уровне доверительной вероятности 0,1 и менее. Это необходимо для расчета показателей надежности выполненных оценок технического состояния БПИ.

Отрезки кабелей, необходимые для лабораторных исследований, отбирают во время ремонтных работ.

Цель статьи: динамика изменений кривых статистического распределения ресурса (долговечности) поясной и фазной изоляции силовых кабелей напряжением 1-10 кВ в процессе механического старения.

Механическое старение кабельных бумаг

Механическое старение характерно для твердой изоляции. Температурные коэффициенты линейного теплового расширения кабельной бумаги и токопроводящих жил, металлических оболочек кабеля – разные. В результате при изменениях температуры меняются термомеханические напряжения в диэлектрике. Длительное действие термомеханических напряжений, особенно в условиях одновременного действия тепловых и электрических полей, также ведет к образованию микродефектов в твердой изоляции. Дальнейшая эволюция их часто приводит к пробое диэлектрика. Старение диэлектрика под действием внутренних термомеханических напряжений или внешних механических воздействий описывается формулой Журкова [4]:

$$\tau = A \cdot e^{-\frac{W - \gamma \sigma}{kT}}, \quad (1)$$

где σ – механическое напряжение в диэлектрике, Н/м²; γ – так называемый структурно-чувствительный коэффициент; W – энергия активации процесса механической деструкции; k – постоянная Больцмана; T – абсолютная температура; A – эмпирический коэффициент.

Формула Журкова имеет такой же вид, как и формула Аррениуса для теплового старения изоляции. В силовых кабелях напряжением до 10 кВ преобладает тепловое, а не электрическое старение бумажно-пропитанной изоляции.

Действие механических напряжений сводится к уменьшению энергии активации процесса деструкции, из-за чего интенсивность старения увеличивается.

При измерениях числа двойных перегибов наблюдается разброс результатов, даже если условия испытаний остаются неизменными. Он обусловлен множеством случайных факторов, которые всегда присутствуют и оказывают воздействие на результаты измерений.

Прежде всего, для числа двойных перегибов характерен значительный размах экспериментальных данных для одного и того же образца кабеля, достигающий 2-4 порядков (рис. 1). На рис. 1 приведены интегральные функции распределения логарифма остаточной прочности на излом полосок фазной (1, 1') и поясной (2, 2') изоляции силовых кабелей ААШВ разной степени: 1, 2 – менее состаренные, 1', 2' – предельно состаренные. Масштаб – логарифмически нормальный.

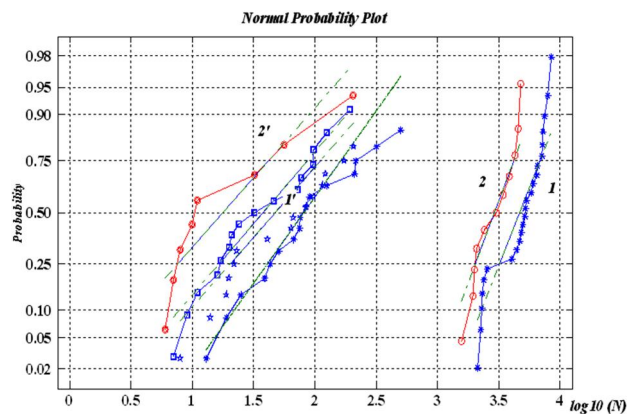


Рис. 1

Безусловно, что большой разброс экспериментальных значений не может быть связан только со статистическими факторами. Решающую роль играют особенности дефектной структуры изоляции кабельной бумаги силовых кабелей.

Неизменность условий при повторении испытаний связана с поддержанием стабильности изгибных напряжений и температуры, а структурная неоднородность материала изоляции – кабельной бумаги проявляется в изменчивости структурно-чувствительного коэффициента γ .

Таким образом, статистический разброс измененных значений числа двойных перегибов связан, по крайней мере, с двумя причинами. Первая обусловлена неизбежными случайными погрешностями измерений и невозможностью абсолютно точного воспроизведения условий обследований, в частности, в поддержании постоянной температуры. Вторая причина – более глубокая и состоит в том, что разрушение бумаги обусловлено развитием в ней имеющихся структурных и технологических дефектов различной степени опасности. Появление того или иного дефекта в образце – случайное событие. Отсюда – неоднозначность результатов испытаний, даже в случае отсутствия случайных погрешностей. Первый фактор можно назвать инструментальным, второй – структурным.

Тогда неточность в определении логарифма ресурса (долговечности) $\Delta \lg t$ может быть оценена неравенством с учетом (1):

$$|\Delta \lg t| \leq 0.432 \left[\frac{\gamma}{kT} |\Delta \sigma| + \frac{U_0 - \gamma \sigma}{kT^2} |\Delta T| + \frac{\sigma}{kT} |\Delta \gamma| \right]. \quad (2)$$

Первые два слагаемых в (2) связаны с нестабильностью условий эксперимента, т.е. действием инструментального фактора. Третье слагаемое связано с неоднородностью структуры, т.е. с действием структурного фактора.

Так как в процессе измерений частота изгибов составляет 200 оборотов/мин., то значения числа двойных перегибов N представляют собой, по сути, механический ресурс τ (долговечность) поясной и фазной бумажно-пропитанной изоляции.

Особенности статистических распределений массивных и тонких образцов

Для полимеров, в том числе и для целлюлозы – природного полимера – основы бумаги, характерна сложная гетерогенная структура на надмолекулярном уровне, которая зависит от технологических особенностей изготовления и воздействующих факторов в процессе эксплуатации. Разрушение полимеров представляется общепринятыми классическими представлениями как критическое событие, наступающее при достижении действующего в образце напряжения некоторой критической величины – предела прочности. В общем случае – функционала тензоров напряжения, деформации, температуры и времени в соответствии с теорией предельного состояния [4, 5].

Так, при одноосном растяжении предел прочности имеет смысл критерия разрушения, который определяет условия наступления разрыва. В случае более сложного, чем одноосное растяжение, напряжен-

ного состояния критерии разрушения усложняются.

Массивные низко- и высокопрочные полимерные образцы (толщиной свыше 100 мкм) содержат начальные микро- и субмикротрещины [4]. Трещины разрушения в таких материалах начинают расти после приложения нагрузки, превышающей безопасную. При этом начальные микротрещины характеризуются распределением их по степени опасности. Рост одной трещины приводит к разгрузке окружающего материала и приостанавливает рост соседних трещин. Поэтому прочность и долговечность полимерных материалов практически определяется ростом одной, реже нескольких самых опасных микро- и субмикротрещин до критической длины, при которой наступает атермическая стадия процесса разрушения.

В прочных и сверхпрочных (бездефектных) полимерах достигается максимально возможная предельная прочность. В исходных материалах дефекты в виде субмикротрещин и микротрещин отсутствуют. Материалы, близкие к такому идеальному сверхпрочному состоянию: бездефектные стеклянные волокна, сверхориентированные полимерные волокна из высокомолекулярного полиэтилена, синтетические высокомолекулярные волокна и нити (СВМ, Тварон, Кевлар) [5]. Они характеризуются прочностью 4-5 ГПа, которая не зависит от масштабного фактора и имеет минимальный (1-2 %) разброс значений при испытании серии образцов. На практике высокопрочные полимерные волокна и пленки имеют сильно выраженную микронеоднородную структуру. Они считаются бездефектными в том смысле, что до нагружения у них отсутствуют микродефекты в виде микро- и субмикротрещин. Их прочность ниже, чем у сверхпрочных материалов, и составляет 1-1,2 ГПа. Таким образом, чем ближе материал к высокопрочному состоянию, тем меньшую роль играют грубые дефекты. В результате для высокопрочных полимерных материалов наблюдается спектр дефектов и соответствующие им спектры прочности и долговечности. *Другими словами, дискретный спектр трещин, наблюдаемый в таких материалах, приводит к полимодальному характеру распределения прочности и долговечности в виде дискретного спектра их уровней на соответствующих кривых распределения прочности и долговечности.*

Дискретные спектры прочности обнаруживаются статистическими методами. С помощью дискретного спектра прочности можно установить детальные различия между процессами разрушения массивных и тонких образцов, к которым относится и кабельная бумага.

Для образцов кабельной бумаги К-120 шириной 15мм разрушающее усилие при растяжении в продольном направлении равно 128 Н. Таким образом, разрывная прочность бумаги толщиной 120 мкм составляет 70МПа, т.е. более, чем на порядок меньше, чем у высокопрочных полимерных волокон и пленок. (Для сравнения: разрушающее усилие при растяжении бумаги электротехнического общего назначения для жгутов межфазного заполнения, для межслоевой изоляции катушек трансформаторов составляет всего 56 Н. Число двойных перегибов для такой бумаги – не менее 340.)

Дефекты в кабельной бумаге присутствуют до на-

чала измерений. Каждый образец (полоска кабельной бумаги фазной или поясной изоляции) характеризуется своим случайным набором дефектов, т.е. случайной функцией распределения дефектов по некоторому характеризующему их набору: характерные размеры, расположение в образце, форма. Вполне очевидно, что вид функции распределения зависит не только от истории образца, но и от его характерных размеров. Причем, чем меньше размеры образца, тем меньше вероятность присутствия в нем грубых дефектов. Другими словами, начиная с некоторых размеров образцов, грубые дефекты вообще не будут наблюдаться ни в одном образце меньших размеров данной серии. Это ведет к существенному различию статистического распределения образцов больших и малых размеров, т.е. при наличии или отсутствии грубых дефектов, по значениям их прочности или долговечности.

Таким образом, статистическое распределение прочности и долговечности, распределение дефектов в образцах зависит от толщины образца. Так, для толстых материалов (толщиной более 100 мкм) можно использовать приближение плоской деформации, для тонких (толщиной менее 100 мкм) – плоского напряжения.

Для толстых образцов кривые распределения имеют (независимо от вида воздействующего фактора: температуры, радиации) – один симметричный максимум [6]. Наличие одного максимума свидетельствует о том, что в массивных образцах субмикротрещины, размер которых меньше 1 мкм, маскируются присутствием более опасных микротрещин с размерами более 1 мкм. Распределения прочности и долговечности массивных образцов – унимодальные. Они описываются нормальным законом (логарифмически-нормальным) или моделью загрязненного нормально-го распределения.

При переходе к тонким образцам вследствие наличия в них субмикро- и микротрещин, размер которых соизмерим с толщиной образца, обнаруживается дискретность прочности или долговечности, проявляющиеся в виде максимумов на кривых распределения. Тонкие образцы (пленки) имеют полимодальные распределения прочности и долговечности.

Образцы кабельной бумаги (фазной и поясной) силовых кабелей напряжением до 10 кВ имеют номинальную толщину 120 мкм. Они занимают промежуточное положение между тонкими и толстыми материалами. Естественно предположить, что статистическое распределение прочности или долговечности таких образцов будет неким усреднением между распределением для толстых и тонких образцов, т.е. оно должно быть, по крайней мере, бимодальным.

Динамика изменений кривых распределения механического ресурса фазной и поясной изоляции в процессе механического старения

На вариационных диаграммах (рис. 2) числа двойных перегибов образцов полосок бумаги несостаренного кабеля наблюдается заметная группировка результатов на горизонтальной площадке (указано стрелкой) – уровне долговечности для фазной изоляции ($\log_{10}(N_f)$). Для поясной изоляции, объем выборки которой меньше, горизонтальные площадки вырожда-

ются. Появление уровней прочности (рис. 2) – максимумов значений числа двойных перегибов для образцов фазной и поясной изоляции силовых кабелей связано именно с действием структурного фактора.

Под уровнем долговечности понимается более или менее четко выраженное значение $\log_{10}(N)$, возле которого группируются измеренные значения числа двойных перегибов.

На кривой статистической плотности распределения (рис. 3) этой площадке соответствует четко выраженный максимум (2). Он расположен в области больших значений логарифма числа двойных перегибов относительно моды статистического распределения числа двойных перегибов (рис. 3, 1), т.е. выборочного значения, имеющего наибольшую частоту. Кривая статистической плотности распределения не является симметричной унимодальной. Наблюдаемый максимум на кривой статистической плотности относится к структуре объема образца. Структура объема обладает большим разнообразием дефектов в смысле степени их опасности.

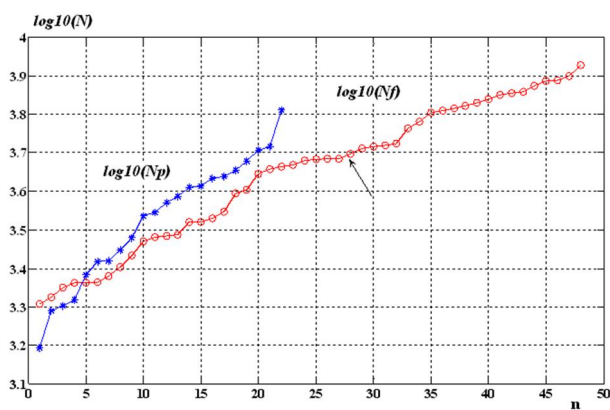


Рис. 2

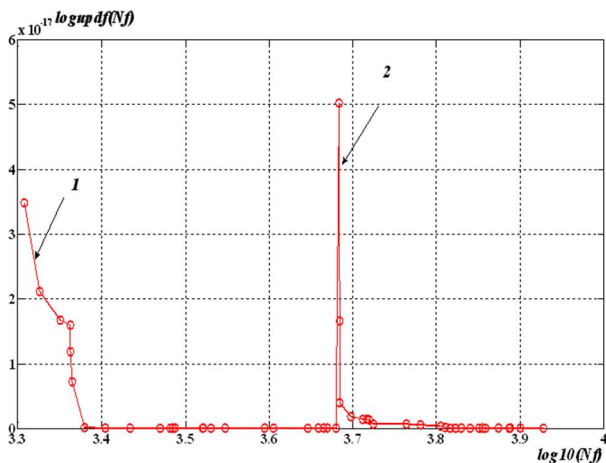


Рис. 3

Наиболее опасными являются дефекты, расположенные на краю или поверхности образцов. Такие дефекты должны проявляться в виде соответствующих двух максимумов на кривых распределения логарифма числа двойных перегибов. Отсутствие этих максимумов можно связать, с одной стороны, недостаточным объемом выборки, а с другой, значительно меньшим количеством этих дефектов для кабельной бумаги, тех-

нологией подготовки образцов и способом крепления их в изгибной машине при проведении испытаний.

Дефектностью края и поверхности образцов можно регулировать. Это достигается, например, технологическими условиями формования полимера, вырубкой образцов при подготовке к испытаниям, т.е. можно получать образцы с регулируемым разбросом ресурса. Дефектность объема контролировать труднее, т.к. она определяется внутренними структурными свойствами полимера (целлюлозы).

Уровни прочности обусловлены наличием структурной иерархии в виде набора микродефектов. Последние, в свою очередь, обусловлены надмолекулярным гетерогенным строением природного полимера – целлюлозы, которое проявляется в виде чередующихся слабых и прочных мест.

Следует сказать, что для массивных образцов изоляции не наблюдаются уровни прочности (долговечности). Для них характерна картина унимодального симметричного распределения, обусловленная чисто статистическими факторами [4].

Таким образом, уровни прочности обусловлены вполне определенными физическими причинами. Естественно, что они реагируют на внешние факторы: температуру, радиацию, т.е. в процессе старения кабельной бумаги (органического полимера) они сдвигаются в область меньших значений и в случае предельно состаренной изоляции – вырождаются (рис. 4, 5).

На вариационной диаграмме ($\log_{10}(NP)$) (рис. 4) для поясной изоляции состаренного кабеля ($\log_{10}(Np)$) наблюдается излом при $n = 5$ и $\log_{10}(Np) = 1$, т.е. при $N = 10$. Для фазной изоляции $\log_{10}(Nf)$ изломов не наблюдается.

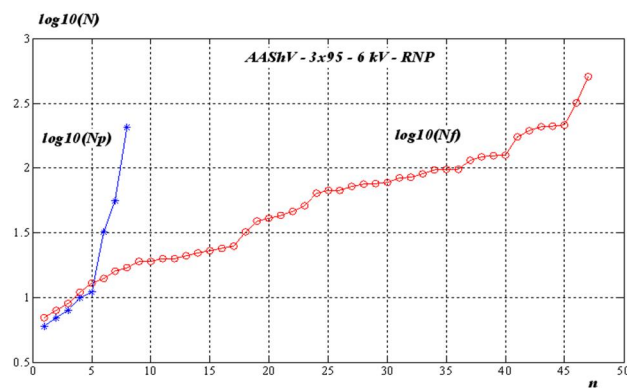


Рис. 4

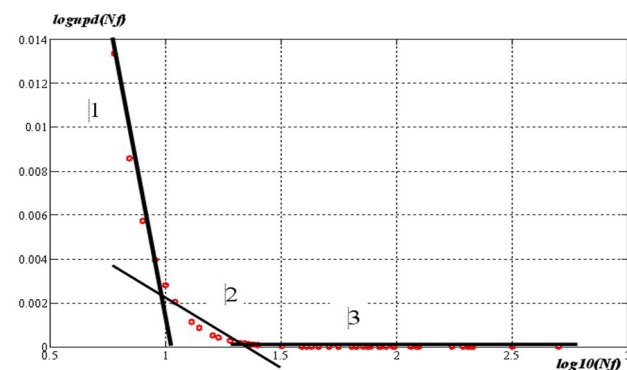


Рис. 5

Наблюдаемую обобщенную кривую распределения для фазной и поясной изоляции предельно-состаренного кабеля (рис. 2, 5) можно представить суммой двух экспонент (1, 2) и постоянной составляющей (3). Первые две составляющие (1, 2, рис. 5) связаны с поясной изоляцией, третья – с фазной (3, рис. 5).

На основании вариационной диаграммы и кривой статистической плотности распределения числа двойных перегибов можно получить критерий предельного состояния бумажно-пропитанной изоляции по механическим характеристикам. Он соответствует уменьшению числа двойных перегибов в 100-200 раз относительно исходного состояния:

$$N = N_0 / (100 - 200) = (2000 - 4000) / (200) = 10 - 20,$$

где N_0 – указанный показатель для новых кабельных бумаг.

Таким образом, в качестве критического значения числа двойных перегибов предельно состаренной кабельной бумаги принимается значение $N = 10$.

Заключение

Таким образом, в процессе эксплуатации и теплового старения наблюдается более интенсивное старение изоляции. Оно приводит к механическому старению фазной и поясной изоляции. Причем интенсивность механического старения больше для поясной изоляции. В результате появляется различие в числе двойных перегибов для поясной и фазной изоляции силовых кабелей.

Кривая статистической плотности распределения числа двойных перегибов кабельной изоляции несостаренных кабелей не является симметричной унимодальной. Наблюдаемый максимум связан с дискретностью структуры объема изоляции и соответствует уровню долговечности, т.е. четко выраженному значению числа двойных перегибов, возле которого группируются измеренные значения.

Для предельно состаренных кабелей уровень долговечности вырождается.

На вариационных диаграммах числа двойных перегибов для поясной изоляции предельно состаренных кабелей наблюдается излом. Кривая статистической плотности распределения числа двойных перегибов представляется суммой двух экспонент для поясной изоляции и постоянной составляющей для фазной.

По результатам механического старения установлены критерии предельного состояния бумажно-пропитанной изоляции силовых кабелей. Они определяются уменьшением числа двойных перегибов в 100-200 раз относительно исходного нового состояния. Критическое значение числа двойных перегибов предельно состаренной кабельной изоляции равно 10.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Беспрозванных А.В. Обследование изоляции трехфазных кабелей в металлической оболочке / А.В. Беспрозванных, Б.Г. Набока, Е.С. Москвитин // Электричество. – № 1. – 2010. – С. 48-54.
2. Москвитин Е.С. Оценка технического состояния высоковольтных кабелей с бумажно-масляной изоляцией по числу двойных перегибов / Е.С.Москвитин // Вестник. НТУ "ХПИ". – № 34. – 2006. – С. 34-40.
3. Основы кабельной техники: [учебник для студ. высш. учебн. заведений] / В.М. Леонов, И.Б. Пешков, И.Б. Рязанов, С.Д. Холодный. – М.: Издательский центр "Академия", 2006. – 432 с.
4. Бартнев Г.М. / Физика полимеров/ Г.М. Бартнев, С.Я. Френкель // Под ред. д-ра физ.-мат. наук А.М. Ельашевича. – Л.: Химия, 1990. – 432 с.
5. Практикум по физике и химии полимеров / [под ред. Д.х.н. Куренкова В.Ф.]. – М.: Химия, 1990. – 304 с.
6. Жовинский А.Н. Инженерный экспресс-анализ случайных процессов / А.Н. Жовинский, В.Н. Жовинский. – М.: Энергия, 1979. – 112 с.

Bibliography (transliterated): 1. Besprozvannyh A.V. Obsledovanie izolyacii trehfaznyh kabelej v metallicheskoj obolochke / A.V. Besprozvannyh, B.G. Naboka, E.S. Moskvitin // "Elektrichestvo". - № 1. - 2010. - S. 48-54. 2. Moskvitin E.S. Ocenka tehniceskogo sostoyaniya vysokovol'tnyh kabelej s bumazhno-maslyanoj izolyaciej po chislu dvojnnyh peregibov / E.S.Moskvitin // Vestnik. NTU "HPI". - № 34. - 2006. - S. 34-40. 3. Osnovy kabel'noj tehniki: [uchebnik dlya stud. vyssh. uchebn. zavedenij] / V.M. Leonov, I.B. Peshkov, I.B. Ryazanov, S.D. Holodnyj. - M.: Izdatel'skij centr "Akademija", 2006. - 432 s. 4. Bartnev G.M. / Fizika polimerov/ G.M. Bartnev, S.Ya. Frenkel' // Pod red. d-ra fiz.-mat. nauk A.M. El'yashevicha. - L.: Himiya, 1990. - 432 s. 5. Praktikum po fizike i himii polimerov / [pod red. D.h.n. Kurenkova V.F.]. - M.: Himiya, 1990. - 304 s. 6. Zhovinskij A.N. Inzhenernyj `ekspress-analiz sluchajnyh processov / A.N. Zhovinskij, V.N. Zhovinskij. - M.: `Energiya, 1979. - 112 s.

Поступила 17.01.2011

*Беспрозванных Анна Викторовна, д.т.н., проф.,
Москвитин Евгений Сергеевич*
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
кафедра "Электроизоляционная и кабельная техника"
61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
e-mail: bezprozvannyh@kpi.kharkov.ua

Bezprozvannyh A.V., Moskvitin E.S.

Double-kink number as an indicator of degree of cable paper ageing.

During power cables operation, degradation of paper isolation mechanical characteristics is observed. The statistical distribution density curve for the double-kink number of non-aged cables is non-symmetric and bimodal. It results from the discrete structure of cable isolation volume and corresponds to levels of mechanical durability (resource). For ageing cables, durability levels are degenerated. Variation diagrams of the double-kink number of cable wrapping display a break which corresponds to the critical level of mechanical durability. Critical levels for the double-kink number of paper isolation of 1-10 kV power cables are specified.

Key words – power cables, mechanical ageing, paper insulation, double kinks, mechanical durability, resource levels, statistical density of distribution, variation diagrams, critical levels of double-kink number.

ОСОБЕННОСТИ ВОЗБУЖДЕНИЯ СЕЙСМОАКУСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ НАЗЕМНЫМИ ИМПУЛЬСНЫМИ ИСТОЧНИКАМИ С ПЛОСКИМИ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИМИ ИЗЛУЧАТЕЛЯМИ

Наведені співвідношення, що описують зв'язок між параметрами розрядного кола конденсаторної батареї, що формують імпульс струму та вплив досліджуваного середовища на форму і спектральний склад ударного імпульсу, сформованого електродинамічним випромінювачем з плоскою випромінюючою системою котушок.

Приводятся соотношения, описывающие связь между параметрами разрядной цепи конденсаторной батареи, формирующей импульс тока, и влияние исследуемой среды на форму и спектральный состав ударного импульса, формируемого электродинамическим излучателем с плоской излучающей системой катушек.

ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМЫ

Высоковольтные электроразрядные установки широко применяются при реализации разрядно-импульсных технологий для обработки материалов давлением, очистки и обеззараживания продуктов, биомедицинских исследованиях. Такие установки целесообразно использовать и для поиска полезных ископаемых путем изучения состояния верхних слоев твердой оболочки земли, морей и шельфов, структуры донных осадков внутренних водоемов. Электроразрядное оборудование, используемое для этих целей, должно позволять осуществление многократного генерирования одинаковых по амплитуде и форме зондирующих сигналов, позволяющих осуществить оценку времени распространения упругих волн, определить их скорости, расстояния до отражающих горизонтов, акустическую жесткость, коэффициенты отражения и поглощения упругих волн, спектральные характеристики среды. Основными направлениями исследований по совершенствованию высоковольтных электроразрядных установок, используемых для поиска полезных ископаемых, связаны с повышением эффективности процесса преобразования энергии и улучшением удельных энергетических характеристик за счет уменьшения габаритов и металлоемкости оборудования. Желаемые результаты могут быть получены путем создания специализированных разрядных систем, допускающих продолжительную непрерывную работу с постоянными характеристиками и имеющих узкую сканирующую диаграмму направленности, обеспечивающую требуемую точность определения параметров исследуемой среды. Наиболее полно поставленным требованиям отвечают электродинамические источники с плоскими излучателями, использующие энергию, накопленную в электрическом поле конденсаторов.

Вместе с тем, при создании наземных и морских излучателей сейсмических колебаний стремились получить одновременно и наибольшую силу и максимальную эффективность преобразования энергии, накопленной в конденсаторах, в энергию упругих колебаний в земле или энергию гидроакустического импульса в воде. При этом первая цель достигалась созданием мощных инерционных преобразователей, что закономерно уводило от достижения второй цели. Для преодоления указанного противоречия и разработки практических рекомендаций по снижению инерционности используемых передаточных звеньев и снижению силового воздействия на элементы установок, рассмотрим особенности возбуждения сейсмических сигналов электродинамическими источниками с плоскими индукционными преобразователями.

АНАЛИЗ ЛИТЕРАТУРЫ

В последние годы все больший интерес представляют сейсмоакустические методы воздействия на нефтеносные пласты с целью повышения нефтеотдачи и повышения дебита действующих скважин [1, 2]. При определении остаточных запасов нефти, выборе оптимального спектра акустического импульса, воздействующего на пласт, может быть использован опыт создания и эксплуатации невзрывных источников сейсмических колебаний наземного исполнения [3] для сейсморазведки полезных ископаемых. Наряду с газодинамическими, пневматическими, электрогидравлическими и другими видами излучателей, электродинамические излучатели с плоской излучающей мембраной позволяют:

- распределить давление по поверхности грунта с целью согласованной передачи в исследуемую среду импульса давления в области упругих деформаций [4];
- создавать направленное излучение группой излучателей [5];
- расширить диапазон излучаемых колебаний в сторону средне- и высокочастотных [6] благодаря малой массе излучающей мембраны (штампа), расположенной непосредственно на поверхности грунта без промежуточных передающих элементов [6];
- с высокой точностью синхронизировать момент подачи импульса давления от каждого отдельного и группы излучателей с приемной аппаратурой, что важно при накоплении информации и её обработке [7];
- регулировать амплитуду излучения и спектр путем формирования импульса тока в разрядной цепи конденсаторной батареи с учетом решаемых сейсмогеологических задач [8, 9].

Цель статьи – установление зависимости между параметрами сейсмоакустического импульса, электрической и механической системами его формирования.

ОСНОВНОЙ МАТЕРИАЛ

В электродинамическом излучателе происходит превращение электрической энергии в механическую. Электродинамический излучатель имеет в своем составе накопитель и преобразователь электрической энергии. Его действие основано на многократном увеличении мощности, достигаемом путем медленного накопления энергии, поступающей от источника, и быстрого поступления ее в нагрузку, плоскую катушку, накладываемую на штамп, выполненный в виде массивной электропроводящей среды. При протекании импульсного электрического тока через плоскую катушку начинаются колебания штампа, вызываемые электродинамическими силами, возникающими в результате взаимодействия тока катушки и тока, индуцируемого в штампе. Штамп может быть выполнен и

в виде катушки, импульс силы в которой возникает в результате взаимодействия токов, протекающих в катушках. Электрическая схема электродинамического излучателя состоит из зарядного устройства, конденсаторной батареи, коммутатора, активного сопротивления разрядной цепи и плоских катушек.

Для исследования процессов преобразования энергии, происходящих в электродинамическом излучателе, предлагается следующая математическая модель системы излучатель-грунт. Математическая модель образуется соотношениями, описывающими связь между параметрами схемы, формирующими импульс тока, а также соотношениями, отражающими процессы, происходящие в электродинамическом преобразователе, и соотношениями, описывающими колебания грунта.

Процесс в разрядной цепи описывается уравнением равновесия напряжений:

$$\frac{d\psi}{dt} + L_3 i + \frac{1}{C_3} \int_0^t i dt = U_H. \quad (1)$$

Учитывая то, что токоцепление ψ является функцией времени t и перемещения x , определяемого суммой перемещения катушки x_1 и штампа x_2 , эквивалентная индуктивность $L_3(x)$ электродинамического излучателя равна

$$L_3(x) = L_1 + L_2 \pm 2M(x), \quad (2)$$

где L_1 и L_2 - собственные индуктивности излучателя; M - взаимная индуктивность.

Знак \pm в (2) определяется согласным или встречным включением индуктивно связанных катушек.

Запишем уравнение (1) в виде

$$L_3(x) \frac{di}{dt} + K_c(x) \frac{dx}{dt} \cdot i + R_3 i + \frac{1}{C_3} \int_0^t i dt = U_H, \quad (3)$$

где $K_c = \frac{dL_3(x)}{dx} = -2 \frac{dM}{dx}$.

Влияние относительного движения индуктора на ток в разрядной цепи представим в виде действия как бы вносимого сопротивления $R_{вн}$, включаемого последовательно с сопротивлением R_3 .

Величина $R_{вн}$ определяется соотношением

$$R_{вн} = K_{cx} \frac{dx}{dt} = K_{cx} V_x(t) = K_{cx} [V_x(0) + \Delta V_x(t)], \quad (4)$$

где $V_x(t)$, $V_x(0)$ - текущая и начальная скорости перемещения индуктора; $\Delta V_x(t)$ - изменение скорости перемещения индуктора.

Исходя из того, что $R_3 + K_{cx} V_x(0) \gg K_{cx} V_x(t)$ можно считать, что полное сопротивление разрядной цепи в процессе работы электродинамического излучателя является величиной постоянной. Поскольку L_3 практически остается постоянной величиной в процессе разряда, постольку можно считать, что разряд происходит в цепи с постоянными значениями R_{Σ} , L_3 и C_3 .

Исходя из необходимости получения колебательного переходного процесса, параметры схемы должны выбираться таким образом, чтобы $R_{\Sigma} < 2\sqrt{L_3/C_3}$. Решение уравнения (3) при таком соотношении параметров имеет следующий вид:

$$i(t) = \frac{U_0}{\omega_{ce} L_3} e^{-\delta t} \sin \omega_{ce} t, \quad (5)$$

где $\omega_{ce} = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}$ - угловая частота синусоидальных колебаний, возникающих вследствие преобразования энергии электрического поля в энергию маг-

нитного поля и обратно, причем эти колебания сопровождаются потерей энергии в сопротивлении; $\omega_0 = 1/\sqrt{L_3/C_3}$ - резонансная угловая частота; $\delta = R_{\Sigma}/2L_3$; $R_{\Sigma} = R_3 + R_{вн}$; U_0 - напряжение заряда конденсаторной батареи.

Электродинамическую силу взаимодействия F определим как производную электромагнитной энергии W рассматриваемых контуров по направлению x , т.е.

$$F(t) = dW/dx. \quad (6)$$

Электромагнитная энергия двух контуров, по которым проходят токи $i_1(t)$ и $i_2(t)$, равна

$$W = L_1 \frac{i_1^2}{2} + L_2 \frac{i_2^2}{2} \pm M i_1 i_2. \quad (7)$$

Представляя электродинамический излучатель как один контур с эквивалентной индуктивностью $L_3(x)$, определим силу взаимодействия:

$$F(t) = \frac{1}{2} \frac{U_0^2}{\omega_{ce}^2 L_3^2} e^{-2\delta t} \sin^2 \omega_{ce} t \cdot \frac{dL_3}{dx}. \quad (8)$$

Учитывая то, что энергия W_H , запасенная в конденсаторе C_3 , определяется из соотношения

$$W_H = U_0^2 C_3 / 2, \quad (9)$$

преобразуем соотношение (8) к следующему виду:

$$F(t) = \frac{W_H}{L_3} \left(\frac{\omega_0}{\omega_{ce}} \right)^2 e^{-2\delta t} \sin^2 \omega_{ce} t \cdot \frac{dL_3}{dx}. \quad (10)$$

Величину перемещения x определим как результат взаимного перемещения двух масс (катушки m_1 и штампа m_2). Эти массы действуют на грунт с силой $P = (m_1 + m_2)g$, равной силе тяжести. Уравнение движения массы m_1 имеет вид:

$$m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = m_1 g - F(t). \quad (11)$$

Уравнение движения массы m_2 :

$$m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = m_2 g + F(t) - S(x_2), \quad (12)$$

где $S(x_2)$ - определяется динамической реакцией грунта на перемещение штампа.

Если принять во внимание то обстоятельство, что возбуждение колебаний штампом происходит в упругом полупространстве с потерями, то функция динамической реакции будет иметь вид:

$$S(x_2) = -h_2 \frac{dx_2}{dt} - k_{cp} x_2, \quad (13)$$

где h_2 - коэффициент демпфирования колебаний; k_{cp} - коэффициент, учитывающий характеристики грунта.

Учитывая, что

$$|x_{1\max}| \ll |x_{2\max}|, \text{ а } \left. \frac{dx_1}{dt} \right|_{t_1} = \left. \frac{dx_2}{dt} \right|_{t_1},$$

где t_1 - момент времени начала перемещения массы m_1 , определяемый из условия $m_1 g = F(t)$, уравнение движения штампа на упругом полупространстве представим в виде уравнения вынужденных колебаний диссипативной системы с одной степенью свободы:

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{h_2}{m_2} \frac{dx}{dt} + \frac{k_{cp}}{m_2} x = \frac{F(t)}{m_2} + g. \quad (14)$$

Для анализа воздействия процессов в разрядной цепи и элемента механической системы целесообразно использовать спектральное представление силового воздействия. Учитывая, что период T силового воздействия определяется интервалом $[0, \pi/\omega_{ce}]$, запи-

шем преобразование Фурье

$$H(\omega) = \frac{2}{\omega_{c\delta}} \int_0^T F(t) e^{-j\omega t} dt \quad (15)$$

или в виде

$$H(\omega) = \frac{2\omega_0^2 W_n}{\omega_{c\delta}^3 L_3} \frac{dL_3}{dx} \int_0^T e^{-2\delta t} \cdot \sin^2 \omega_{c\delta} t e^{-j\omega t} dt. \quad (16)$$

Используя (16), получим соотношения для амплитудного $G_F(\omega)$ и фазового $\varphi_F(\omega)$ спектров силы:

$$G_F(\omega) = A \sqrt{\frac{2}{\pi} \frac{\omega_0^2}{\omega_{c\delta}^3} \frac{e^{2na'} - 2e^{na'} \cdot \cos na'' + 1}{\mu_1^2 + \eta_1^2}}; \quad (17)$$

$$\varphi_F(\omega) = \arctg \frac{e^{2na'} \sin na''}{e^{2na'} \cos na'' - 1} - \arctg \frac{\eta_1}{\mu_1},$$

где $A = \frac{W_n dL_3}{L_3 dx}$; $a' = \frac{2\delta}{\omega}$; $a'' = -\omega/\omega'$;

$$\mu_1 = a'(4 + a'^2 - 3a''^2); \quad \eta_1 = a''(4 - a''^2 + 3a'^2) \cdot (A).$$

Соотношения (5, 10, 14, 17) позволяют установить влияние различных факторов на работу электродинамического излучателя. Так, увеличение R_3 приводит к увеличению тепловых потерь и снижению той части запасенной в конденсаторе энергии, которая расходуется на механическую работу. Вместе с тем, увеличение R_3 при неизменных значениях L_3 и C_3 , а значит и неизменном значении ω_0 приводит к смещению максимума силового импульса к его переднему фронту. Величина $G_F(\omega)$ при фиксированной частоте и при $\delta = \text{const}$ будет увеличиваться с увеличением ω_0 . Управление генератором ω_0 можно осуществлять путем изменения скорости разряда конденсаторной батареи или изменением схемы включения индукторов. Изменение эквивалентной индуктивности разрядной цепи достигается переходом от последовательного к параллельному или смешанному соединению катушек, либо применением группы преобразователей, рассредоточенных по поверхности грунта.

ВЫВОДЫ

1. Рассмотрены вопросы возбуждения сейсмоакустических сигналов с поверхности земли плоскими электродинамическими излучателями. Получены аналитические выражения, устанавливающие связь между формой и амплитудой силового импульса и его спектром от величины накопленной в конденсаторе энергии и параметров разрядного контура при условии, что исследуемая геологическая среда представлена в виде упругого полупространства.

2. Полученные соотношения позволяют определить основные электрические и геометрические параметры электродинамического преобразователя и провести его оптимизацию для необходимого спектра излучаемых частот.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Загривный Э.А., Козярук А.Е., Малярев В.И., Мельникова Е.Е. Перспективы использования забойных электротермических комплексов для повышения нефтеотдачи пластов с тяжелой высоковязкой нефтью // *Электротехника*. - 2010. - № 1.
2. Колосов В.М. Применение приповерхностных источников возбуждения при остронаправленном излучении сейсмической энергии в нижнее полупространство. Использование приповерхностных источников в сейсморазведке: Тематич. сб. - Саратов, 1987. - С. 32-38.

3. Потапов О.А., Организация и технические средства сейсморазведочных работ. - М.: Недра, 1989. - 260 с.
4. Гурин А.Г. Определение механических напряжений под мембраной электродинамического излучателя сейсмических колебаний // *Механика та машинобудування*. Наук.-техн. журнал АН ВШ України. - 1998. - № 2. - С. 69-72.
5. Мостовой С.П., Бяков Ю.А., Гурин А.Г. О выборе элементов электродинамических фазированных антенных решеток // *Труды НТК "Комплексные геолого-геофизические исследования мирового океана"*. - 1988. - С. 67-68.
6. Дубов Н.Н., Заславский Ю.М., Мостовой С.П. Короткозамкнутый сейсмический геолокатор на объемных Р-волнах // *Изв. РАН Физика Земли*. - 1992. - № 11. - С. 54-63.
7. Кауфман В.И. Аппаратурное обеспечение контроля и управления работой импульсных невзрывных источников / Совершенствование техники и методики геофизических исследований. Сб. науч. тр. - Львов: УкрНИГРИ, 1986. - С. 50-57.
8. Щерба А.А., Дубовенко К.В. Высоковольтные электроразрядные компактные системы. - К.: Наукова думка, 2008. - 360 с.
9. Гурин А.Г. Создание комплекса высокоэффективных электродинамических устройств для контроля параметров окружающей среды. Теоретические основы разработки и внедрение: Дис. д-ра техн. наук. - Харьков, 1999. - 391 с.

Bibliography (transliterated): 1. Zagrivnyj `E.A., Kozyaruk A.E., Malyarev V.I., Mel'nikova E.E. Perspektivy ispol'zovaniya zabojnyh `elektrotermicheskikh kompleksov dlya povysheniya nefteotdachi plastov s tyazhelej vysokovязкой нефтью // *Elektrotehnika*. - 2010. - № 1. 2. Kolosov V.M. Primenenie pripoverhnostnyh istochnikov vzbuzhdeniya pri ostronapravlennom izluchenii sejsmicheskoy `energii v nizhnee poluprostranstvo. Ispol'zovanie pripoverhnostnyh istochnikov v sejsmorazvedke: Tematich. sb. - Saratov, 1987. - S. 32-38. 3. Potapov O.A., Organizaciya i tehnichekije sredstva sejsmorazvedochnyh rabot. - M.: Nedra, 1989. - 260 s. 4. Gurin A.G. Opredelenie mehanicheskikh napryazhenij pod membranoj `elektrodinamicheskogo izluchatelya sejsmicheskikh kolebanij // *Mehanika ta mashinobuduvannya*. Nauk.-tehn. zhurnal AN VSh Ukraini. - 1998. - № 2. - S. 69-72. 5. Mostovoj S.P., Byakov Yu.A., Gurin A.G. O vybore `elementov `elektrodinamicheskikh fazirovannyh antennyh reshetok // *Trudy NTK "Kompleksnyje geologo-geofizicheskie issledovaniya mirovogo okeana"*. - 1988. - S. 67-68. 6. Dubov N.N., Zaslavskij Yu.M., Mostovoj S.P. Korotkozamknutyj sejsmicheskij geolokator na ob`emnyh P-volnah // *Izv. RAN Fizika Zemli*. - 1992. - № 11. - S. 54-63. 7. Kaufman V.I. Apparaturnoje obespechenie kontrolya i upravleniya rabotoj impul'snyh nevzryvnyh istochnikov / Sovershenstvovanie tehniki i metodiki geofizicheskikh issledovanij. Sb. nauch. tr. - L'vov: UkrNIGRI, 1986. - S. 50-57. 8. Scherba A.A., Dubovenko K.V. Vysokovol'tnyje `elektrozaryadnye kompaktnyje sistemy. - K.: Naukova dumka, 2008. - 360 s. 9. Gurin A.G. Sozdanie kompleksa vysoko`effektivnyh `elektrodinamicheskikh ustrojstv dlya kontrolya parametrov okruzhayuschej sredy. Teoreticheskie osnovy razrabotki i vnedrenie: Dis. d-ra tehn. nauk. - Har'kov, 1999. - 391 s.

Поступила 11.02.2011

Гурин Анатолий Григорьевич, д.т.н., проф.
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
кафедра "Электроизоляционная и кабельная техника"
61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
тел. (057) 707-66-63, e-mail: agurin@kpi.kharkov.ua

Кононов Борис Тимофеевич, д.т.н., проф.
Щека Владимир Николаевич, к.т.н., с.н.с.
Харьковский университет воздушных сил
61023, Харьков, ул. Сумская, 77/79
тел. (057) 772-61-83

Gurin A.G., Kononov B.T., Scheka V.N.

Features of seismoacoustic signal generation by ground-based pulsed sources with planar electrodynamic radiators.

The paper presents formulas describing relationship between parameters of capacitor bank discharge circuit that forms a current impulse and influence of investigated medium on the shape and spectrum distribution of a strike impulse formed by electrodynamic planar radiators.

Key words – capacitor bank, discharge circuit parameters, seismoacoustic signal generation, electrodynamic planar radiators.

ОБОСНОВАНИЕ ДИНАМИКИ ВВОДА ЭНЕРГИИ В ГАЗОРАЗРЯДНЫЙ КАНАЛ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ИНИЦИИРОВАНИЯ ДЕТОНАЦИИ ИСКРОВЫМ РАЗРЯДОМ

Зроблено обґрунтування динаміки введення енергії в газорозрядний канал стосовно задачі моделювання ініціювання газової детонації. Визначення об'ємної потужності розряду, що вводиться в розрядний канал, засновано на розробленій методиці обробки експериментальних даних осцилографічного і фотографічного досліджень іскрового розряду. Під час розрахунку об'ємної потужності враховані втрати енергії на газорозрядному проміжку. Запропоновано введення енергії в канал розділити на два періоди. В першому періоді введення енергії здійснюється по фіксованому радіусу каналу. В другому періоді процес введення енергії супроводжується розширенням радіусу струмопровідного каналу. Враховані втрати енергії розряду на іонізацію.

Сделано обоснование динамики ввода энергии в газоразрядный канал применительно к задаче моделирования иницирования газовой детонации. Задание объемной мощности разряда, вводимой в разрядный канал, основано на разработанной методике обработки экспериментальных данных осциллографического и фотографического исследования искрового разряда. При расчете объемной мощности учтены потери энергии на газоразрядном промежутке. Предложено ввод энергии в канал разделить на два периода. В первом периоде ввод энергии осуществляется по фиксированному радиусу канала. Во втором периоде процесс ввода энергии сопровождается расширением радиуса токопроводящего канала. Учтены затраты энергии разряда на ионизацию.

ВВЕДЕНИЕ

Иницирование детонации в разряде происходит под действием ударной волны, возникающей вследствие локального разогревания газа в искровом канале. Известно, что на рост кинетической энергии газа, определяющей динамику развития ударной волны, затрачивается только небольшая часть электрической энергии [1, 2]. Остальная часть энергии разряда теряется в электрической цепи вне разрядного промежутка, затрачивается на диссоциацию, возбуждение молекул и ионизацию газа в канале, выделяется в приэлектродных областях газоразрядного промежутка [3]. Поэтому, для адекватного моделирования прямого иницирования детонации искровым разрядом необходимо знать динамику ввода энергии в газоразрядный канал.

ДИНАМИКА ВВОДА ЭНЕРГИИ В ГАЗОРАЗРЯДНЫЙ КАНАЛ ПРИ ИНИЦИИРОВАНИИ ДЕТОНАЦИИ ИСКРОВЫМ РАЗРЯДОМ

Рассмотрим процесс иницирования детонации мощным искровым разрядом в газе высокого давления (атмосферного и выше). Известно, что на небольших газоразрядных промежутках в результате стримерного или лавинного механизма пробоя обеспечивается создание слабо ионизированного токопроводящего канала, имеющего радиус около 1 мм [4]. Принято считать, что в результате последующего развития процесса ионизационно-перегревной неустойчивости происходит падение плотности в центре канала с нарастанием проводимости и температуры в данной области. Развитие данного процесса приводит к контракции разрядного тока, то есть к сосредоточению разрядного тока в канале, радиус которого, как правило, не превосходит 0,1 мм. Этот процесс является начальной стадией перехода искры в дугу. Нарастание объемной мощности выделения энергии приводит к росту давления в образовавшемся канале с последующим развитием газодинамического процесса ударно-

волнового расширения канала. За фронтом волны происходит падение плотности газа, что обеспечивает создание условий для ионизации газа в области пониженной плотности. Как результат, расширение токопроводящей области обеспечивается процессом газодинамического расширения канала. Последующий ввод энергии в разряд обеспечивает поддержание интенсивности ударной волны, и при достаточной её интенсивности в топливовоздушной смеси происходит иницирование детонации.

Для приближения условий моделирования к реальной динамике выделения энергии в искровом канале необходимо знать объемную мощность, выделяемую на газоразрядном промежутке, и динамику изменения размера области ввода энергии (радиуса токоразрядного канала). Для оценки данных величин воспользуемся результатами экспериментальных исследований, представленных, например, в работах [5, 6]. Динамику изменения объемной мощности определим по выражению:

$$W(t) = e_0(t) \cdot j(t) = e_0(t) \cdot \frac{i(t)}{S(t)},$$

где $e_0(t)$ – мгновенное значение напряженности электрического поля в столбе дуги, $j(t)$ – мгновенное значение плотности разрядного тока, $i(t)$ – мгновенное значение тока, $S(t)$ – мгновенное значение площади поперечного сечения разрядного канала.

Динамику изменения напряженности электрического поля в столбе дуги и полное падение напряжения на искровом промежутке U_{np} при разряде конденсаторов с приведенными ниже параметрами цепи в воздухе атмосферного давления по данным работы [5] имеет вид (табл. 1).

В табл. 1 приняты следующие обозначения: C – номинал емкости в разрядной цепи, L – индуктивность цепи, U – напряжение заряда емкости.

Для определения мгновенных значений разрядного тока с учетом потерь энергии на разрядном промежутке использовалась методика расчета, описанная

в работе [7]. Следует отметить, что учет выделения энергии на промежутке приводит к небольшому отклонению мгновенных значений тока от значений, получаемых по формуле:

$$i(t) = U \sqrt{\frac{C}{L}} \sin \omega t,$$

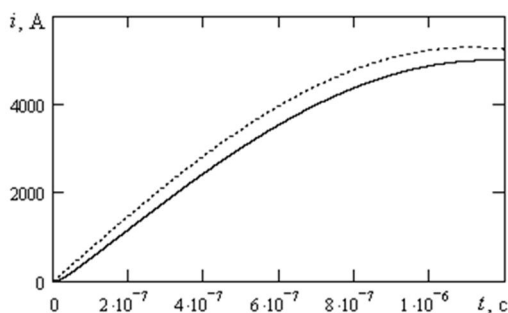
где ω – период разряда.

Таблица 1

Время, с	Параметры разрядной цепи					
	$C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_1 = 15$ кВ		$C_2 = 0,25$ мкФ, $L_2 = 12$ мкГн, $U_2 = 15$ кВ		$C_3 = 0,25$ мкФ, $L_3 = 64$ мкГн, $U_3 = 15$ кВ	
	U_{np} , V/cm	e_0 , V/cm	U_{np} , V/cm	e_0 , V/cm	U_{np} , V/cm	e_0 , V/cm
$3 \cdot 10^{-8}$	3300	2600	2000	1380	1160	720
10^{-7}	1860	1270	1200	750	765	430
$3 \cdot 10^{-7}$	1170	715	665	365	565	300
$5 \cdot 10^{-7}$	930	550	630	330	500	250
$7 \cdot 10^{-7}$	800	450	580	300	430	215
10^{-6}	630	330	500	250	370	180
$2 \cdot 10^{-6}$	-	-	330	150	330	150
$4 \cdot 10^{-6}$	-	-	330	150	330	150

Например, отличия по величине разрядного тока при учете потерь энергии на промежутке от тока колебательного разряда в первом полупериоде достигают около 10 %, получаемое при сравнении разрядного тока в цепи с параметрами $C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_1 = 15$ кВ без учета потерь энергии в разряде (пунктирная линия на рис. 1) и с учетом потерь (сплошная линия). Для учета потерь закладывались значения полного падения напряжения на искровом промежутке по данным таблицы 1 в кусочно-линейной интерполяции. Также принималось, что активное сопротивление разрядной цепи составляет 10 мОм.

Динамику роста площади поперечного сечения разрядного канала определим через радиус токопроводящего канала по результатам экспериментальных исследований вышеуказанных разрядных цепей в воздухе атмосферного давления, представленных в работе [5]. На основании этих данных рассчитаем объемную мощность энергии, вводимой в разрядный промежуток на разные моменты времени (табл. 2).



Для определения промежуточных значений величин при моделировании, полученные результаты по объемной мощности, а также заимствованные результаты по радиусу канала, аппроксимировались кривыми вида:

$$F(t) = A \cdot t^2 + B \cdot t + D + G/t,$$

где A, B, D, G – коэффициенты.

Таблица 2

Время, с	Параметры разрядной цепи								
	$C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_1 = 15$ кВ			$C_2 = 0,25$ мкФ, $L_2 = 12$ мкГн, $U_2 = 15$ кВ			$C_3 = 0,25$ мкФ, $L_3 = 64$ мкГн, $U_3 = 15$ кВ		
	i, A	$j, A/cm^2$	$W, Вт/cm^3$	i, A	$j, A/cm^2$	$W, Вт/cm^3$	i, A	$j, A/cm^2$	$W, Вт/cm^3$
10^{-7}	521	$2,65 \cdot 10^5$	$3,36 \cdot 10^8$	94	$1,33 \cdot 10^5$	$9,98 \cdot 10^7$	19	$9,4 \cdot 10^4$	$4,0 \cdot 10^7$
$3 \cdot 10^{-7}$	1821	$1,37 \cdot 10^5$	$9,8 \cdot 10^7$	327	$9,6 \cdot 10^4$	$3,5 \cdot 10^7$	63	$6,2 \cdot 10^4$	$1,86 \cdot 10^7$
$5 \cdot 10^{-7}$	3022	$1,07 \cdot 10^5$	$5,88 \cdot 10^7$	561	$7,1 \cdot 10^4$	$2,3 \cdot 10^7$	108	$5,5 \cdot 10^4$	$1,38 \cdot 10^7$
$7 \cdot 10^{-7}$	3999	$8,4 \cdot 10^4$	$3,78 \cdot 10^7$	787	$6,3 \cdot 10^4$	$1,89 \cdot 10^7$	153	$5,4 \cdot 10^4$	$1,16 \cdot 10^7$
10^{-6}	4873	$6,5 \cdot 10^4$	$2,15 \cdot 10^7$	1108	$5,5 \cdot 10^4$	$1,38 \cdot 10^7$	220	$4,4 \cdot 10^4$	$7,9 \cdot 10^6$
$2 \cdot 10^{-6}$	-	-	-	1902	$3,6 \cdot 10^4$	$5,4 \cdot 10^6$	433	$2,98 \cdot 10^4$	$4,47 \cdot 10^6$

Коэффициенты аппроксимации в данном случае вычисляются по четырем точкам значений соответствующих величин (объемной мощности и радиуса) во времени путем решения системы линейных уравнений. Решение системы уравнений осуществимо с помощью функции "lsolve" в среде программирования MATHCAD. Результаты вычисления коэффициентов аппроксимации представлены в табл. 3.

Значения объемной мощности и радиуса по кривым аппроксимации брались только в интервале первого полупериода разряда.

Скорость расширения токопроводящего канала вычисляется в данном случае по выражению:

$$V(t) = \frac{d[r(t)]}{dt}.$$

Таблица 3

Коэффициенты	Параметры разрядной цепи					
	$C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_1 = 15$ кВ		$C_2 = 0,25$ мкФ, $L_2 = 12$ мкГн, $U_2 = 15$ кВ		$C_3 = 0,25$ мкФ, $L_3 = 64$ мкГн, $U_3 = 15$ кВ	
	по W	по r_k	по W	по r_k	по W	по r_k
A	$-8,3 \cdot 10^{-25}$	$-4,4 \cdot 10^8$	$-4,9 \cdot 10^{-24}$	$-2,6 \cdot 10^8$	$8,8 \cdot 10^{22}$	$-1,9 \cdot 10^7$
B	$1,3 \cdot 10^{20}$	$1,85 \cdot 10^3$	$1,0 \cdot 10^{19}$	985,7	$-3,3 \cdot 10^{18}$	330
D	$-6,1 \cdot 10^{13}$	$1,5 \cdot 10^{-4}$	$-9,2 \cdot 10^{11}$	$7,98 \cdot 10^{-5}$	$9,2 \cdot 10^{12}$	$1,0 \cdot 10^{-4}$
G	$3,9 \cdot 10^7$	$-8,3 \cdot 10^{-12}$	$9,97 \cdot 10^6$	$-3,6 \cdot 10^{-12}$	$3,1 \cdot 10^6$	$-5,3 \cdot 10^{-12}$

В табл. 3 приняты следующие обозначения: W – объемная мощность в $[Вт/м^3]$, r_k – радиус токопроводящего канала в [м].

Качественно правильность задания кривых, аппроксимирующих динамику расширения токопроводящего канала, проверяется путем сравнения вычисленной по данному выражению динамики падения скорости с динамикой распространения ударной волны, измеренной экспериментально. При этом скорость расширения токопроводящего канала должна уменьшаться более интенсивней. Например, для разряда в цепи с параметрами $C_1 = 0,25$ мкФ, $L_1 = 2$ мкГн, $U_1 = 15$ кВ изменение скорости распространения ударной волны (поз. 1) и расчетная скорость расширения токопроводящей области (поз. 2) имеют вид, представленный на рис. 2.

Известно, что нарастание разрядного тока при развитии разряда в газе обеспечивается как за счет возрастания проводимости газоразрядной плазмы, так и за счет расширения области проводимости. Так как расширение канала начинается лишь после его разогревания, то на начальной стадии развития канала увеличение разрядного тока обеспечивается преимущественно за счет роста проводимости газа в канале. Отсюда можно допустить, что первоначально ввод энергии осуществляется по фиксированному радиусу канала. В последующем, радиус ввода энергии сопровождается фронтом ударной волны. Соответственно, динамику изменения объемной мощности во времени можно разбить на два временные интервалы. На протяжении первого интервала времени ввод энергии зависит только от времени. На втором расчетном интервале ввод энергии зависит от времени и радиуса токопроводящего канала.

Согласно результатам экспериментальных исследований [6], ударная волна приблизительно через $3 \div 4 \cdot 10^{-7}$ с отрывается от области токопроводящего канала. Поэтому можно положить, что длительность интервала времени, на котором ввод энергии зависит только от времени, не превышает данные значения. В расчетах длительность данного интервала принималась равной 10^{-7} с. Радиус токопроводящего канала на этот период ввода энергии приравнивался к радиусу канала r_k , возникающего к моменту времени $t = 10^{-7}$ с).

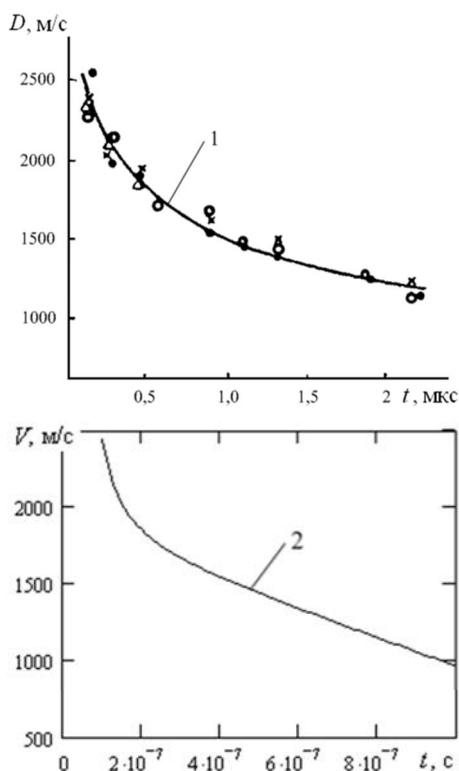


Рис. 2

Для расчета динамики ввода энергии на первом расчетном интервале падение напряжения на газоразрядном промежутке в воздухе атмосферного давления бралось в линейной интерполяции. Значение падения напряжения к моменту времени 10^{-7} с бралось из результатов экспериментальных исследований для дан-

ных емкостей. Падение напряжения в начальный момент задавалось из следующих соображений. Известно, что пробой воздушного промежутка в рассматриваемых условиях происходит при напряженности электрического поля 30 кВ/см. Также известно [8], что в "жестких" разрядах (длительностью в десятки наносекунд) коэффициент передачи энергии в разрядный канал достигает 50 %. Так как доля энергии, выделяемой в разряде, определяется исходя из падения напряжения на промежутке, то в начальный момент расчета ($t = 0$) величина данного падения приравнивалась к $e_{\partial(t=0)} = 15$ кВ/см.

На основании вышеизложенного, объемная мощность ввода энергии применительно к задаче инициирования детонации задается в виде:

$$W(t) = \begin{cases} \frac{W_0(t)}{k} & \text{если } \begin{cases} t \leq 10^{-7} \\ r < r_k(10^{-7}) \end{cases} \\ \frac{[A_W \cdot t^2 + B_W \cdot t + D_W + G_W/t]}{k} & \text{если } \begin{cases} 10^{-7} > t \leq t_d \\ r < r_k(t) \end{cases} \\ 0 & \text{если } t > t_d \end{cases}$$

где коэффициенты A_W, B_W, D_W, G_W берутся по данным табл. 3; t_d – длительность первой четверти периода разряда; k – коэффициент затрат энергии разряда на ионизацию; r_k – радиус токопроводящего канала, задаваемый по кривой аппроксимации; $W_0(t)$ – функция объемной мощности ввода энергии на первом расчетном интервале, которая задается в виде:

$$W_0(t) = \frac{e_{\partial}(t) \cdot i(t)}{\pi \cdot (r_k(10^{-7}))^2}$$

Изменения объемной мощности со временем для рассматриваемых разрядных цепей с номиналами индуктивностей $L_1 = 2$ мкГн (поз. 1), $L_2 = 12$ мкГн (поз. 2) на участках аппроксимации имеют вид (рис. 3).

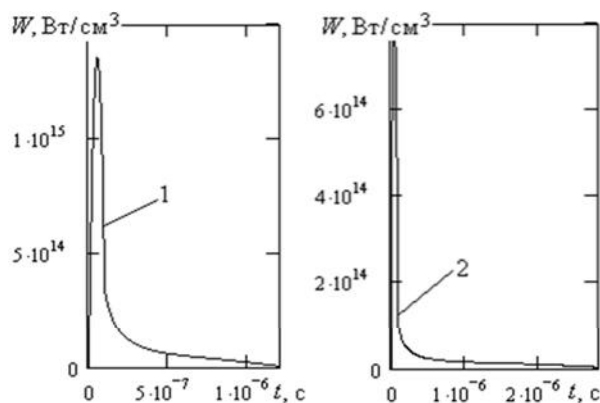


Рис. 3

Как правило, в математических моделях не учитываются затраты энергии разряда на ионизацию, так требуется сшивание газодинамических уравнений с уравнениями физики плазмы. В этом случае возникает необходимость введения поправки к объемной мощности через задание соответствующего значения коэффициента k , так как затраты энергии на ионизацию не приводят к прямому росту кинетической энергии газа. Известно, что в мощных искровых разрядах температура плазмы достигает около 1 эВ (11610 К). При

этом, плазма является полностью однократно ионизированной. Например, потенциал ионизации атомов водорода и кислорода составляет 13,6 эВ. Поэтому, в расчетах следует полагать, что на ионизацию затрачивается 75÷90 % энергии импульсного разряда.

Изменение во времени энергии, вводимой в газоразрядный канал, определяется по выражению:

$$Q(t) = \pi \int_0^t W(t) \cdot [r_k(t)]^2 dt.$$

При этом, следует учитывать затраты энергии на ионизацию, то есть при интегрировании считать, что коэффициент $k = 1$.

В результате сравнения динамики ввода энергии в разрядный канал, получаемых за результатами обработки экспериментальных данных с учетом потерь энергии на газоразрядном промежутке (рис. 4, слева), и без учета потерь (рис. 4, справа) согласно данным работы [6], имеются небольшие количественные отличия.

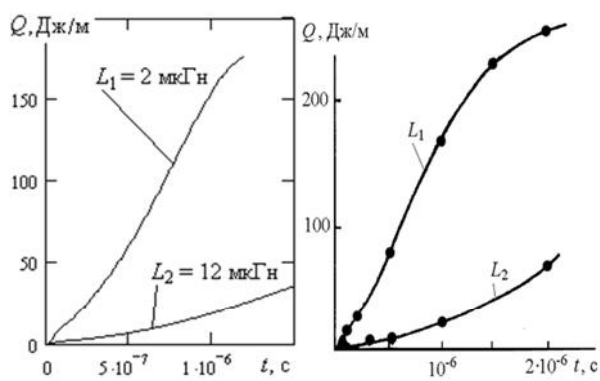


Рис. 4

Следует отметить, что динамика ввода энергии в разрядный канал не подчиняется синусоидальному закону, как принято в работе [9]. Это вызвано вследствие уменьшения напряженности электрического поля в столбе дуги в процессе развития разряда

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основании обработки экспериментальных данных осциллографического и фотографического исследований искрового разряда предложена методика расчета динамики изменения объемной мощности искры, вводимой в разрядный канал. При этом, ввод энергии осуществляется по расширяющемуся токопроводящему каналу. Данная методика может применяться для задания условий по вводу энергии в область моделирования при расчете инициирования газовой детонации искровым разрядом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Nettleton M.A. Explosions due to faults in electrical equipment // Electrical review. – 1976. – No 7. – pp. 116-119.
2. Зельдович Я.Б., Когарко С.М., Симонов Н.Н. Экспериментальное исследование сферической детонации // Журнал технической физики. – 1956. – Т. 26, №8. – С. 1744-1759.
3. Корытченко К.В., Довбня А.Н., Волколупов Ю.Я. и др. Управление импульсной дугой с целью эффективного разогрева газа // Журнал технической физики. – 2008. – Т. 78, №4. – С. 26-34.
4. Райзер Ю.П. Физика газового разряда: Учебное руководство. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1987. – 592с.

5. Абрамсон И.С., Гегечкори Н.М. Осциллографические исследования искрового разряда // Журнал экспериментальной и теоретической физики. – 1951. – Т. 21, №4. – С. 484-492.
6. Гегечкори Н.М. Экспериментальное исследование канала искрового разряда // Журнал экспериментальной и теоретической физики. – 1951. – Т. 21, № 4. – С. 493-506.
7. Корытченко К.В. Оценка эффективности выделения энергии в искре при емкостном разряде // Прикладна радіоелектроніка. – 2007. – Т. 6, № 4. – С. 586-589.
8. Андреев С.И., Ванюков М.П. Применение искрового разряда для получения интенсивных световых вспышек длительностью 10^{-7} – 10^{-8} сек. // Журнал технической физики. – 1962. – Т. 32, №6. – С. 738-745.
9. V.A. Levin, V.V. Markov, S.F. Osinkin, T.A. Zhuravskaya Initiation of gas detonation by means of electrical discharge // Combustion and atmospheric pollution. – Moscow: TORUS PRESS Ltd. – 2003. – pp. 290-293.

Bibliography (transliterated): 1. Nettleton M.A. Explosions due to faults in electrical equipment // Electrical review. - 1976. - No 7. - pp. 116-119. 2. Zel'dovich Ya.B., Kogarko S.M., Simonov N.N. `Eksperimental'noe issledovanie sfericheskoy detonacii // Zhurnal tehnichejskoj fiziki. - 1956. - T. 26, №8. - S. 1744-1759. 3. Korytchenko K.V., Dovbnya A.N., Volkolupov Yu.Ya. i dr. Upravlenie impul'snoj dugoj s cel'ju `effektivnogo razogreva gaza // Zhurnal tehnichejskoj fiziki. - 2008. - T. 78, №4. - S. 26-34. 4. Rajzer Yu.P. Fizika gazovogo razryada: Uchebnoe rukovodstvo. - M.: Nauka. Gl. red. fiz.-mat. lit., 1987. - 592s. 5. Abramson I.S., Gegechkori N.M. Oscillograficheskie issledovaniya iskrovogo razryada // Zhurnal `eksperimental'noj i teoreticheskoy fiziki. - 1951. - T. 21, №4. - S. 484-492. 6. Gegechkori N.M. `Eksperimental'noe issledovanie kanala iskrovogo razryada // Zhurnal `eksperimental'noj i teoreticheskoy fiziki. - 1951. - T. 21, № 4. - S. 493-506. 7. Korytchenko K.V. Ocenka `effektivnosti vydeleniya `energii v iskre pri emkostnom razryade // Prikladna radioelektronika. - 2007. - T. 6, № 4. - S. 586-589. 8. Andreev S.I., Vanyukov M.P. Primenenie iskrovogo razryada dlya polucheniya intensivnyh svetovyh vspyshek dlitel'nost'yu 10^{-7} - 10^{-8} sek. // Zhurnal tehnichejskoj fiziki. - 1962. - T. 32, №6. - S. 738-745. 9. V.A. Levin, V.V. Markov, S.F. Osinkin, T.A. Zhuravskaya Initiation of gas detonation by means of electrical discharge // Combustion and atmospheric pollution. - Moscow: TORUS PRESS Ltd. - 2003. - pp. 290-293.

Поступила 08.02.2011

Корытченко Константин Владимирович, к.т.н., с.н.с.,
 Болух Владимир Федорович, д.т.н., проф.,
 Галак Александр Валентинович
 Национальный технический университет "ХПИ",
 кафедра общей электротехники,
 факультет военной подготовки,
 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21, тел. (057) 70-76-427,
 e-mail: entropia@rambler.ru; bolukh@kpi.kharkov.ua.

Korytchenko K.V., Bolyukh V.F., Galak O.V.

Validation of dynamics of energy input into a gas-discharge channel by modeling of spark-discharge gas detonation initiation.

Dynamics of energy input into a gas-discharge channel is validated as applied to a task of gas detonation initiation modeling. Specification of the volumetric spark power supplied into the discharge channel is based on a developed technique for processing experimental data obtained with oscilloscopic and photographic studies of spark discharge. Computation of the volumetric power is made with allowance for energy loss in the gas-discharge gap. It is suggested to implement energy input into the discharge channel in two periods. In the first period, energy input is carried out into a fixed-radius channel. In the second period, the dynamics of energy input is accompanied with the current-conducting channel radius extension. Ionization loss of the discharge energy is taken into account.

Key words – gas-discharge channel, volumetric spark power, energy input dynamics, detonation initiation modeling.

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПРИ ПРОПУСКЕ СДВОЕННЫХ ПОЕЗДОВ

Приведені результати дослідження впливу графіка пропуску здовсних потягів на деякі параметри системи тягового електропостачання (напруги та струму в контактній мережі). Надані рекомендації на перспективу для підвищення напруги в середині фідерної зони та для запобігання відпуску контактних проводів.

Приведены результаты исследования влияния графика пропуска сдвоенных поездов на некоторые параметры системы тягового электроснабжения (напряжения и тока в контактной сети). Предоставлены рекомендации на перспективу для повышения напряжения в середине фидерной зоны и для предотвращения отпуска контактных проводов.

Особенностью работы тяговых систем энерго-снабжения является, как известно, непрерывное изменение тяговых нагрузок как по величине, так и месту их расположения. Тяговыми нагрузками являются токи, потребляемые движущимися электровозами. Изменение тяговых нагрузок зависит от режима работы электровоза, характеристик двигателей, веса поезда, профиля пути, графика движения. Суммарная величина тяговых нагрузок определяется нагрузками отдельных поездов, количеством и расположением поездов, которые одновременно находятся на участке. Изменение режима работы и места расположения электровоза одного поезда оказывает влияние на режим работы электровозов других поездов, находящихся на линии в зоне питания смежных подстанций, и отражается на величине напряжения в контактной сети. Ряд вопросов, связанных с режимом напряжения на электрических железных дорогах и имеющих большое практическое значение, до последнего времени оставался нерассмотренным. К этим вопросам относится решение практических задач организации движения сдвоенных поездов под углом зрения наиболее целесообразного по условиям работы системы энергоснабжения расположения между тяговыми подстанциями поездов тех или иных категорий в разном их сочетании и с разными интервалами времени попутного следования [3]. Эти вопросы приобретают особую актуальность, когда параметры системы энергоснабжения были установлены для условий движения поездов нормального веса, предусмотренного в графике движения, а фактически на линии организовано движение поездов повышенного веса по сравнению с установленной нормой. Особую важность приобретает эта задача для электрифицированных участков в период роста на них размеров перевозок и значительного заполнения пропускной способности участков. В этих условиях для обеспечения пропуска возросшего грузопотока применяются методы форсированного использования провозной способности электрифицированных линий. К числу этих методов относится организация движения части поездов удвоенного или повышенного веса. В то же время на графике имеются поезда нормального и более легкого веса.

Пачковое движение тяжеловесных поездов на электрифицированных линиях может привести на отдельных участках к снижению скорости движения поездов, вследствие длительного понижения напряжения. Подобные режимы работы системы энергоснабжения могут в отдельных случаях вызывать даже затруднения в эксплуатационной работе. Это определяется тем, что времена хода поездов, закладываемые

в графики движения, устанавливаются исходя из неизменной расчетной величины напряжения вдоль пути следования электровоза за период работы его по автоматической характеристике.

С целью исследования изменения некоторых параметров системы тягового электроснабжения постоянного тока (напряжения и токов в контактной сети) в зависимости от графика пропуска тяжеловесных поездов были произведены замеры уровней напряжения на действующем участке железной дороги П, где организовано движение сдвоенных поездов. В табл.1 приведены характеристики участка.

Таблица 1

Характеристики исследуемых перегонов

Характеристики Перегон	ПСК	Длина км	Контактная подвеска	Профиль пути
Р-К	на 12 км	24	М-120+ 2МФ-100+2А-185	подъём в сторону К

Для замеров уровней напряжения были установлены самописцы на: ПСК Б и ПСК 12. В табл. 2 и табл. 3 приведены фрагменты графика движения поездов и уровни напряжений на соответствующем перегоне. Фрагмент графика поездов и таких замеров представлены в табл. 2 и табл. 3.

При наложении данных замеров уровней напряжений, с расшифрованных лент, на исполненный график движения грузовых поездов было отмечено:

Перегон Н – С, ПСК – Б.

1. При следовании сдвоенных грузовых поездов весом 10000÷12000т напряжение в контактной сети, в середине фидерной зоны, понижается до 2,2-2,4 кВ, что ниже норм ПТЭ [1]. (См. 28.09.09, поезд №1904/34, весом 10628 т, время 14¹⁴-14¹⁶).

2. При следовании грузовых поездов на этой фидерной зоне весом 5000т и более с интервалом движения 15 мин напряжение в контактной сети, в середине фидерной зоны, понижается до 2,5кВ, что также ниже норм ПТЭ. [1]. (См. 28.09.09, поезд №2370, весом 5501 т, время – 15³⁰, поезд №3072, весом 5107 т, время – 15⁴⁵).

Перегон Р – К, ПСК – 12.

1. При следовании сдвоенных грузовых поездов весом 10000÷12000т напряжение в контактной сети, в середине фидерной зоны, понижается до 2,5-2,6кВ, что ниже норм ПТЭ [1]. (См. 28.09.09, поезд №1904/34, весом 10628 т, время – 15¹⁰-15⁵⁷).

2. При следовании грузовых поездов на этой фидерной зоне весом 5000 т и более с интервалом движе-

ния 15 мин (интервал движения грузовых поездов по тяговым расчетам ДН-1 должен быть не менее 18мин) напряжение в контактной сети, в середине фидерной зоны, понижается до 2,6 кВ, что также ниже норм ПТЭ. [1]. (См. 28.09.09, поезд №2370, весом 5501 т, время – 16²⁰, поезд №3072, весом 5107 т, время – 15³⁵).

Таблица 2

Фрагмент графика движения поездов

№	№ поезда	Вес поезда	ПСК-Б	ПСК-12 км
28.09.09				
1.	2	5370	12:20	-
2.	4	5384	13:00	-
3.	6/8 (сдвоенный)	10628	14:16	15:10
4.	10	5501	15:30	16:20
5.	12	5107	15:45	16:35
6.	14	5186	20:40	21:20
7.	16	5431	21:10	21:45
8.	18	5095	23:20	23:45
9.	20	4647	23:30	00:10
13.10.09				
1.	22	4269	12:42	13:00
2.	24	3911	12:55	13:12
3.	26/28 (сдвоенный)	5423/5417= 10840	17:58	18:15
14.10.09				
4.	30/32 (сдвоенный)	10883	3:14	3:40
5.	34	3981	8:42	8:48
6.	36	3783	9:00	9:18
7.	38	4909	9:12	9:40
8.	40/42	10973	16:15	16:25
9.	44	5392	16:22	16:40
15.10.09				
10.	46/48	10640	06:50	07:00
11.	50	5014	07:42	08:12
12.	52	5542	10:18	10:38

Таблица 3

Фрагмент замера уровней напряжений на перегоне Н-С

Дата и время включения 28.09.2009г. 12 ⁰⁷	Время, час, мин.	U, кВ	Продолжительность, мин
	12 ¹⁰	2,7	4
	12 ¹⁴	3,2	6
	12 ³²	2,56	2
	12 ³⁸	2,9	3
	12 ⁴⁰	3,2	25
	13 ¹²	2,7	4
	13 ¹⁸	3,1-3,2	45
	14 ¹⁴	2,4	7
	14 ¹⁶	2,24	7
	14 ²⁰	2,9	1
	14 ³⁰	3,2	50
	15 ¹⁸	2,56	15
	15 ³⁹	2,53	4
	15 ⁴⁰	2,9	10
	15 ⁵⁰	3,2	18
	16 ¹⁰	2,9-3,1	2час28мин
	18 ³⁸	2,9	8
	19 ¹³	2,7	2
	19 ³⁶	3,1-3,3	10
20 ⁰²	3,3	5	
20 ⁰⁷	3,5	1час14мин	
21 ³⁷	2,9	5	
22 ⁰²	2,65	5	
22 ¹⁰	3,0	2	
22 ¹²	3,2-3,45	1час48мин	
0 ⁰⁰	3,55	10	

Для замеров тяговых токов были установлены самописцы на фидерах ФА-1 и ФА-3. Фрагменты таких замеров представлены в табл. 3 и табл. 4.

Таблица 4

Фрагмент замера тяговых токов фидера ФА-3

Дата и время включения	Время, час, мин	$\pm I$, А	Продолжительность, (мин)
14.10.2009	16 ⁰⁷ -16 ¹⁰	-1200 ÷ -400	3
	16 ¹⁰ -16 ¹⁵	-400 ÷ -80	5
	16 ¹⁵ -16 ²⁵	-80 ÷ -3300	10
15.10.2009	16 ²⁰ -16 ³⁰	-3300 ÷ -500	2
	6 ⁴⁰ -6 ⁵⁰	0 ÷ -400	10
	6 ⁵⁰ -7 ⁰⁰	-400 ÷ -2640	10
	7 ⁰⁰ -7 ⁰²	-2640 ÷ +120	2

Таблица 5

Фрагмент замера тяговых токов фидера ФА-1

Дата и время включения	Время, час, мин	$\pm I$, А	Продолжительность, (мин)
13.10.2009г. 13 ²⁵	15 ⁵⁸ -16 ⁰⁰	0 ÷ +160	2
	16 ⁰⁰ -16 ⁰³	+160 ÷ +1600	3
	16 ⁰³ -16 ⁰⁸	+1600 ÷ +2990	5
	16 ⁰⁸ -16 ²⁷	+2990 ÷ +50	19
14.10.2009	16 ²⁷ -17 ¹⁴	+50 ÷ +480	47
	16 ⁰⁵ -16 ¹⁰	-200 ÷ +2100	5
	16 ¹⁰ -16 ¹⁸	+2100 ÷ +1760	8
	16 ¹⁸ -16 ²⁰	+1760 ÷ +2660	8
	16 ²⁰ -16 ³⁰	+2660 ÷ +80	10
	15.10.2009	6 ⁴⁰ -6 ⁵⁰	+680 ÷ -160
	6 ⁵⁰ -6 ⁵⁴	-160 ÷ +2480	4
	6 ⁵⁴ -7 ¹⁷	-2480 ÷ +300	23
	7 ¹⁷ -8 ¹⁵	+300 ÷ 0	58

Фидер ФА-3:

При следовании сдвоенных грузовых поездов весом 10000÷12000 т тяговый ток фидера ФА-3 на тяговой подстанции ЭЧЭ-48 достигает 2,5÷3,3 кА, продолжительностью от 10 до 16 мин, что превышает допустимые длительные токи (норма допустимых длительных токов, согласно ПСУ контактной сети постоянного тока при 15 % её износе, для подвески М-120+2МФ-100+А-185 должна быть не более 2120А). Допускается перегруз в 1,3 раза в течение не более 3 мин. (2120 × 1,3 = 2756 А). В данном случае – время перегрузки значительно больше (16 – 3 = на 13 мин.) (См. 14.10.09, поезд №1912/42, весом 10883 т., время 3¹⁴÷3³⁰, поезд №1906/36 весом 10677 т., время 16¹⁵÷16²⁵, 15.10.09, поезд №1902/32, весом 10640 т., время 6⁵⁰÷7⁰⁰).

Фидер ФА-1:

При следовании сдвоенных грузовых поездов весом 10000÷12000т. тяговый ток фидера ФА-1 на тяговой подстанции ЭЧЭ-48 достигает 2,6÷2,9 кА, продолжительностью от 5 до 8 мин, что превышает допустимые длительные токи (норма допустимых длительных токов, согласно ПСУ контактной сети постоянного тока при 15 % её износе, для подвески М-120+2МФ-100+2А-185 должна быть не более 2710А). Допускается перегруз в 1,3 раза в течении не более 3 мин. (2710 × 1,3 = 2523 А). В данном случае - время перегрузки больше (8 – 3 = на 5 мин.) (См.

13.10.09, поезд №1906/36, весом 10840 т., время $16^{03} \div 16^{08}$, 14.10.09 поезд №1906/36 весом 10973 т., время $16^{15} \div 16^{25}$, 15.10.09, поезд №1902/32, весом 10640 т., время $6^{50} \div 7^{00}$).

ВЫВОДЫ

1. При следовании двоянных грузовых поездов весом 10000 т и более, а также весом 5000 т и более с интервалом движения между поездами менее 18 мин, в четном направлении, по участкам: Н-С, Р-К напряжение в контактной сети понижается до 2,2-2,4 кВ (по ПТЭ не менее 2,7 кВ) и ставит, из-за этого, в затруднительное положение машинистов грузовых поездов.

2. Тяговые токи, при этом, достигают величин 2,7-3,3 кА, что превышает допустимые длительные токи контактной подвески и медные провода подвергаются отжигу.

В качестве рекомендаций на перспективу можно предложить для поднятия напряжения в середине фидерной зоны Н-С, планировать на ст. Б установку комплектной одноагрегатной тяговой подстанции. Для частичного поднятия напряжения в середине фидерной зоны Н-С, учитывая расход активной электроэнергии на тягу поездов за июнь, июль и август месяца 2009 г., необходимо переключить анцапфы тяговых трансформаторов на ЭЧЭС из первого положения во второе.

Для предотвращения отжига контактных проводов на участке Р-К необходимо откорректировать интервалы движения поездов в соответствии с ограничениями системы тягового электроснабжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Правила улаштування та технічного обслуговування контактної мережі електрифікованих залізниць. ЦЕ-023: Затв.: Наказ Укрзалізниці 20.11.2007 № 546-Ц / ЦЕ УЗ.-К.:Укрзалізниця, 2008. – 208 с.
2. Марквардт, К.Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог / К.Г. Марквардт. – М: Транспорт, 1982. – 528 с.

3. Сотников Е.А. История развития системы управления перевозочным процессом на железнодорожном транспорте / Е.А. Сотников, Д.Ю. Левин, Г.А. Алексеев. – М.: Техноинформ, 2007. – 237 с.

Bibliography (transliterated): 1. Pravila ulashtuvannya ta tehničnogo obslugovuvannya kontaktnoi merezhi elektrifikovanih zaliznic'. CE-023: Zatv.: Nakaz Ukrzaliznici 20.11.2007 № 546-C / CE UZ.-K.:Ukrzaliznicya, 2008. - 208 s. 2. Markvardt, K.G. `Elektronsnabzhenie `elektrifitsirovanykh zheleznykh dorog / K.G. Markvardt. - M: Transport, 1982. - 528 s. 3. Sotnikov E.A. Istoriya razvitiya sistemy upravleniya perevozochnym processom na zheleznodorozhnom transporte / E.A. Sotnikov, D.Yu. Levin, G.A. Alekseev.-M.: Tehnoinform, 2007. - 237 s.

Поступила 20.06.2011

Дзюман Виктор Григорьевич,
инженер ЭЧ-5, Симферополь
Приднепровская железная дорога
Симферополь, Евпаторийское шоссе, 2а
тел. (400) 0972040

Сыченко Виктор Григорьевич, к.т.н., с.н.с.,
Кузнецов Валерий Геннадиевич, к.т.н., доц.
Кирилюк Татьяна Игоревна
Днепропетровский национальный университет
железнодорожного транспорта им. акад. В.А. Лазаряна
49010, Днепропетровск, ул. Лазаряна, 2, ДИИТ,
кафедра "Электроснабжения железных дорог"
тел. (0562) 33-19-11, e-mail elsnz@mail.ru,
valery.kuznetsov@mail.ru, Tanya_Kir@bigmir.net

Dzyuman V.G., Sychenko V.G., Kuznetsov V.G., Kirilyuk T.I.
Research on a dc power supply system operation under a tandem train passage.

The paper presents results of research into action of a tandem train passage schedule on such parameters of a traction power supply system as the catenary voltage and current. Recommendations as for perspective voltage rise in the center of the feeder zone and the contact wire drop prevention are given.

Key words – tandem train passage, catenary voltage and current, contact wire drop prevention, feeder zone voltage rise, recommendations.