



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славенні імена

- Баранов М.И.** Антологія видатних досягнень в науці та техніці.
Частина 8: Створення прискорювачів заряджених частинок **3**

Електричні машини та апарати

- Байда Е.И.** Теоретичний розрахунок сил зварювання контактів при їх замиканні на аварійні свертхи **11**
- Болюх В.Ф.,
Шукин И.С.** Індукційно-імпульсне гашення швидкості рухомого об'єкта **14**
- Бржезицький В.О.,
Гаран Я.О.** Визначення картини поля обмоток високовольтного трансформатора напруги **21**
- Бушма А.И.,
Сидорец В.Н.** Амплітудно-частотні характеристики автоколебаний в ланці з лазерно-дуговим розрядом **24**
- Дёгтев В.Г.** Універсальна методика та її місце в практиці аналізу багатозональних обмоток **28**
- Пентегов И.В.,
Рымар С.В.,
Жерносеков А.М.,
Сидорец В.Н.** Електромагнітна сумісність джерел живлення зварювальної дуги **34**
- Шумилов Ю.А.** До десятиліття монографії В.Ф. Шинкаренка "Основи теорії еволюції електромеханічних систем" **41**

Теоретична електротехніка

- Олейников А.М.,
Дегтярев А.Н.,
Канов Л.Н.** Виділяється чи активна потужність реактивними елементами в електричних ланках? **44**

Техніка сильних електричних та магнітних полів

- Баранов М.И.,
Лысенко В.О.** Розрахунковий критерій електродинамічної стійкості деревини хвойних порід до прямого впливу на неї імпульсної складової струму лінійної блискавки **46**
- Батыгин Ю.В.,
Гнатов А.В.,
Чаплыгин Е.А.,
Смирнов Д.О.** Електромагнітні процеси в індукційній індукторній системі з круговим витком з розрізом між двома тонкостінними металічними листами **51**

Беспрозванных А.В., Бойко А.М.	Експериментальне визначення трибоелектричного потенціалу в мережевих неекраниваних та екраниваних кабелях	56
Бондаренко А.Ю.	Электромагнитные процессы в плоской индукторной системе с двумя катушками при равномерном распределении в них поверхностных токов	61
Гурин А.Г., Чулеева Е.В., Чулеев В.Л., Шурупова А.А., Кулешова Т.А.	Композиционные материалы на основе поливинилхлорида для изоляции кабельно-проводниковой продукции. Теплофизические, реологические и электрофизические свойства	66

Електричний транспорт

Акимов Л.В., Буряковский С.Г., Смирнов В.В.	Применение нетрадиционных регуляторов скорости для улучшения динамических характеристик стрелочного железнодорожного перевода	70
--	---	-----------

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 8: СОЗДАНИЕ УСКОРИТЕЛЕЙ ЗАРЯЖЕННЫХ ЧАСТИЦ

Наведено короткий науково-історичний нарис з всесвітньої історії створення прискорювачів заряджених частинок, що знайшли широке застосування в ядерній фізиці і фізиці високих енергій.

Приведен краткий научно-исторический очерк из всемирной истории создания ускорителей заряженных частиц, нашедших широкое применение в ядерной физике и физике высоких энергий.

ВВЕДЕНИЕ

Ускорительная техника в мире зародилась в конце 20-х годов 20-го столетия [1]. Наступило то время, когда элементарные частицы, испускаемые природными радиоактивными материалами (например, радием Ra , ураном U , торием Th и др. [2]) уже не могли удовлетворить все более возрастающие научно-технические потребности физиков и радиохимиков, активно изучающих атомы, молекулы и их ядра. Кстати, в физике под элементарными частицами понимают большую группу мельчайших материальных частиц, в которую не входят такие сложные микроразования как атомы и их ядра [3]. Проведение новых опытов, направленных на более углубленное изучение микростроения вещества на нашей планете, требовало иметь в физическом микроинструментарии физиков-ядерщиков высокоэнергетичные частицы. В 1919 г. выдающийся английский физик Эрнест Резерфорд (1871-1937 гг.) одним из первых в мире высказал идею об искусственном ускорении заряженных элементарных частиц, предназначенных для осуществления ядерных реакций [1]. Так в науке и технике сформировалось представление о необходимости начала разработки и создания в указанные годы прошедшего века новой специальной техники для проведения сложных и высокоточных ядерно-физических экспериментов – ускорителей элементарных частиц.

1. КРАТКИЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ЭЛЕМЕНТАРНЫХ ЧАСТИЦАХ

Прежде всего, следует отметить, что физика элементарных частиц изучает законы микромира на расстояниях S порядка и меньше ядерных размеров, то есть для $S \leq 10^{-15}$ м [3]. Поэтому физический инструментарий для изучения закономерностей, характерных для объектов микромира на таких расстояниях, должен иметь свои геометрические размеры такого же, а лучше меньшего порядка. Человечество обладало и обладает в настоящее время только единственным подобным микроинструментарием – элементарными частицами. Причем, в современных условиях развития ядерной физики нам надо обладать такими элементарными частицами, которые ускорены до огромных скоростей и соответственно имеют огромные энергии W_p . В этой связи физика элементарных частиц тесно связана с физикой высоких энергий. Какими же величинами энергии W_p должны при этом обладать подобные частицы? Ответ на этот простой вопрос кроется в весьма сложных закономерностях квантовой физики. Из волновой механики известно,

что для ультрарелятивистской элементарной частицы $W_p = h \cdot c / \lambda$ [3], где $h = 6,626 \cdot 10^{-34}$ Дж·с – постоянная Планка; $c = 3 \cdot 10^8$ м/с – скорость света в вакууме; λ – длина волны ускоряемой частицы. Кроме того, при $\lambda = S$ согласно соотношению неопределенности Гейзенберга в данном случае имеем, что $W_p \cdot S \geq h \cdot c / (4\pi)$ [3]. Тогда в соответствии с приведенными соотношениями получаем, что в микромире для расстояний $S \leq 10^{-15}$ м энергия зондирующих его с области макромира научным исследователем при помощи внешних элементарных частиц и эффективно “изучающих” его таким физическим путем должна удовлетворять следующему неравенству: $W_p \geq 10^8$ эВ, то есть величина энергии W_p для рассматриваемых элементарных частиц, ускоряемых в том или ином типе ускорителя заряженных частиц (УЗЧ), должна быть не менее 100 МэВ. Напомним читателю, что указанная выше внесистемная единица энергии 1 эВ составляет примерно $1,6 \cdot 10^{-19}$ Дж [3]. Здесь следует указать, что в современной физике элементарных частиц общепринята их следующая классификация [1, 3]: 1. **Векторные (калибровочные) бозоны**, включающие частицы-переносчики различных ядерных взаимодействий (фотоны – обеспечивают электромагнитное взаимодействие; глюоны – определяют сильное взаимодействие; гравитоны – обеспечивают гравитационное взаимодействие и экспериментально пока никем не обнаружены); 2. **Лептоны**, имеющие полуцелый спин и включающие частицы-фермионы, которые не участвуют в сильном взаимодействии (электроны; позитроны; нейтрино; антинейтрино; мюоны; антимюоны и др.); 3. **Мезоны**, включающие нестабильные частицы, участвующие в слабых и сильных взаимодействиях (пионы; каоны; очарованные мезоны; прелестные мезоны); 4. **Барионы**, имеющие полуцелый спин, являющиеся фермионами и участвующие в сильных ядерных взаимодействиях (протоны; нейтроны; гипероны). Физикам-ядерщикам известно, что все барионы, за исключением заряженных положительным элементарным электричеством протонов, нестабильны. Так как барионы и мезоны обладают в микромире сильным взаимодействием, то по этому признаку ученые-ядерщики объединили их в одну большую группу элементарных частиц и которую назвали термином **адроны** [3].

2. КРАТКАЯ ИСТОРИЯ ОТКРЫТИЯ ЭЛЕМЕНТАРНЫХ ЧАСТИЦ

Первой открытой в 1886 г. элементарной частицей стал **протон** (p), обнаруженный в канальных лучах электроразрядной трубки немецким физиком Эу-

геном Гольдштейном (1850-1930 гг.) [1, 4]. Существование в ядрах атомов этой частицы, являющейся носителем элементарного положительного заряда, было экспериментально подтверждено и Э. Резерфордом в 1919 г. в его опытах по их бомбардировке α - частицами (ядрами атома изотопа гелия ${}^4_2\text{He}$) [3]. Второй открытой в 1897 г. английским физиком Джозефом Томсоном (1856-1940 гг.) частицей оказался **электрон** (e^-) – носитель элементарного отрицательного заряда (Нобелевская премия по физике за 1906 г.). Он также как и протон был обнаружен в хорошо откачанной электропроводной трубке [3, 4]. В 1932 г. известным английским физиком Джеймсом Чэдвиком (1891-1974 гг.) был открыт **нейтрон** (n), лишенный суммарного электрического заряда [3, 4]. Экспериментальные подтверждения существования кванта электромагнитного излучения – **фотона** (γ) были даны известными американскими физиками: в 1915 г. Робертом Милликеном (1868-1953 гг.) и в 1922 г. Артуром Комптоном (1892-1962 гг.) [3]. В 1932 г. в космических лучах американским физиком Карлом Андерсоном (1905-1991 гг.) был обнаружен несущий элементарный положительный заряд **позитрон** (e^+), масса которого равнялась массе электрона m_e [3]. Позитрон явился первой открытой античастицей (Нобелевская премия по физике за 1936 г.) [3, 5]. В 1936 г. при изучении космических лучей американскими физиками К. Андерсоном и Сетом Неддермейером (1907-1968 гг.) были открыты частицы обоих электрических зарядов с массой около $200 \cdot m_e$, названные **мюонами** (μ^+ , μ^-) [3, 5]. В 1947 г. английским физиком Сесилем Пауэллом (1903-1969 гг.) также в космических лучах были обнаружены частицы – кванты сильного взаимодействия, получившие название **пионов** (π^+ , π^-) [3]. В 50-х годах прошлого столетия в космических лучах были выявлены странные частицы с необычными свойствами – **мезоны** (K^+ , K^-), за которые С. Пауэлл в 1951 г. стал Нобелевским лауреатом по физике, и **гипероны** (Λ) [3]. В 1953 г. американским физиком Клайдом Коуэном (1919-1974 гг.) было открыто **электронное нейтрино** (ν_e) [3]. С 50-х годов 20-го века УЗЧ стали основным физическим инструментом для исследования различных свойств и взаимодействий элементарных частиц. С помощью УЗЧ были открыты [1, 3]: в 1955 г. **антипротон** (p^-); в 1956 г. **антинейтрон** (n^-); в 1960 г. **анти-сигма гипероны** (Σ^\pm); в 1962 г. **мюонное нейтрино** (ν_μ); в 1964 г. **омега-минус гипероны** (Ω^-). В 1975 г. с помощью сложных ядерных экспериментов на УЗЧ были обнаружены частицы, представляющие собой аналог тяжелого электрона и мюона – **т-лептоны** [3], а в 1977 г. – тяжелые **Y-частицы** с массой порядка $10 \cdot m_p$, где m_p – масса протона, равная около $1836 \cdot m_e$ [3]. В 1981 г. физиками стали известны **прелестные мезоны** (B^+ , B^-), а в 1983 г. – **векторные бозоны** (W^\pm) [3]. К концу 20-го столетия в области физики высоких энергий было известно свыше 350 элементарных частиц [1, 3].

3. КРАТКАЯ ИСТОРИЯ СОЗДАНИЯ ПЕРВЫХ УСКОРИТЕЛЕЙ ЗАРЯЖЕННЫХ ЧАСТИЦ

В 1927-1928 гг. в Кавендишской научной лаборатории Э. Резерфорда известный английский физик

Томас Аллибон (1903-2003 гг.) осуществил первые успешные эксперименты по получению ускоренных высоким электрическим напряжением в хорошо откачанной электронной лампе релятивистских электронов. В 1925 г. известный шведский физик Густав Изинг (1883-1960 гг.) предложил конструкцию линейного резонансного ускорителя частиц. Кроме того, этот ученый выдвинул две основные идеи не-прямых методов их ускорения: первая – многократное использование для этого одной и той же сравнительно небольшой разности высоких электрических потенциалов между металлическими электродами УЗЧ; вторая – синхронизм между появлением ускоряемой частицы в ускоряющей промежутке УЗЧ и ускоряющего электрического поля в нем. В 1928 г. первые успешные эксперименты на линейном резонансном ускорителе частиц выполнил известный норвежский физик Рольф Видероз (1902-1996 гг.). В этом же г. он опубликовал разработанную им в 1927 г. идею по разработке циклического индукционного ускорителя электронов – бетатрона, в котором электроны ускоряются переменным электрическим полем, которое создается переменным магнитным полем [3, 5]. В 1928 г. им был создан первый линейный резонансный ускоритель с двумя ускоряющими промежутками и разработана его приближенная теория. В 30-е годы ушедшего 20-го столетия с его активным участием был построен мощный бетатрон на энергию ускоряемых электронов до 15 МэВ. В 1943 г. он первым выдвинул идею об использовании в УЗЧ встречных пучков заряженных частиц, то есть идею о создании коллайдера. В 1931 г. известным американским физиком Ван де Граафом (1901-1967 гг.) был разработан и под его научным руководством построен электростатический ускоритель заряженных частиц прямого действия (генератор Ван де Граафа), принцип действия которого был им выдвинут в 1929 г. [1, 6]. К 1933 г. он спроектировал и создал для ускорения протонов электростатический генератор на постоянное электрическое напряжение мегавольтного диапазона с диаметром металлических электродов-сфер в 4,5 м. В 1932 г. известные английские физики Джон Кокрофт (1897-1967 гг.) и Эрнест Уолтон (1903-1995 гг.), применив в УЗЧ, получившим в истории физики название ускорителя по схеме Кокрофта-Уолтона, каскадный метод повышения постоянного электрического напряжения до уровня 0,8 МВ, получили ускоренные протоны до энергии 1 МэВ [1, 4]. С их помощью они в апреле 1932 г. первыми в мире на УЗЧ с искусственно ускоренными элементарными частицами-протонами осуществили расщепление ядра изотопа лития ${}^7_3\text{Li}$ на два разлетающихся с энергией около 8,5 МэВ ядра атома гелия ${}^4_2\text{He}$ (на две α - частицы) [1, 4, 5]. За данное пионерское научное исследование в области ядерной физики они в 1951 г. стали лауреатами престижной Нобелевской премии по физике. Сохраняя историческую хронологию событий, отметим, что в октябре 1932 г. советскими физиками (Вальтером А.К., Синельниковым К.Д., Лейпунским А.И. и Латышевым Г.Д.) в Украинском физико-техническом институте (ныне ННЦ "ХФТИ" НАН Украины, г. Харьков) было впервые в бывшем СССР осуществлено расщепление легкого

ядра указанного изотопа щелочно-земельного лития ${}^7_3\text{Li}$ искусственно ускоренными протонами до энергии 2,5 МэВ [1, 4]. Данный общепризнанный и авторитетный во всем научном мире институт (ХФТИ) со своим мощным линейным ускорителем электронов и другими мощными установками ускорительной техники и поныне является ведущим национальным научным центром Украины в области физики высоких энергий.

Укажем здесь и то, что в 1931 г. выдающимся американским физиком Эрнестом Лоуренсом (1901-1958 гг.) был создан циклический резонансный ускоритель частиц – циклотрон с диаметром полюсных магнитных наконечников 0,28 м на энергию ускоряемых протонов в 1,2 МэВ [1, 4]. За данную пионерскую научно-техническую разработку Э. Лоуренсу в 1939 г. была присуждена Нобелевская премия по физике. Он явился инициатором использования ускоренных в УЗЧ частиц в медицине для борьбы со злокачественными опухолями. За научные заслуги в области мощной ускорительной техники и ее применение при исследовании структуры различных атомов и трансмутаций ряда химических элементов в его честь был назван открытый американскими учеными 103-й химический элемент в периодической системе Д.И. Менделеева – лоуренсий [3, 7]. Отметим, что первый большой циклотрон в Европе был построен в бывшем СССР только в 1937 г. под научным руководством российского физика Льва Мысовского (1888-1939 гг.) в Радиевом институте (г. Ленинград) [1, 5]. На рис. 1 приведена упрощенная классическая принципиальная схема ускорения заряженных частиц в циклотроне.

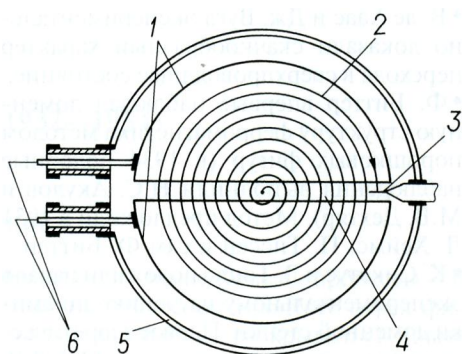


Рис. 1. Схематическое изображение кругового движения ускоряемых в вакуумной камере циклотрона заряженных частиц (1 – коробчатые дуанты; 2 – траектория частицы; 3 – ядерная мишень; 4 – ускоряющий промежуток; 5 – корпус вакуумной камеры; 6 – металлические электроды для подачи на дуанты переменного электрического напряжения) [1]

Согласно рис. 1 заряженные частицы, выпущенные с их источника в центральной зоне УЗЧ, из-за действия на них электродинамической силы Лоренца, обусловленной нормально направленной к плоскости циклотрона напряженностью постоянного магнитного поля между полюсными магнитными наконечниками, приобретают круговое движение по разворачивающейся спирали. Пролетая в вакуумном ускоряющем промежутке между полыми металлическими дуантами дисковой формы, ускоряемые частицы из-за разности электрических потенциалов между этими дун-

тами и соответственно действия на них напряженности электрического поля приобретают дополнительную кинетическую энергию. Частота ускоряющего электрического поля при этом совпадает с частотой обращения частицы в циклотроне (условие резонансного ускорения) [1, 3, 5]. Чем большей становится их скорость на круговой траектории – тем большим становится и радиус их орбиты. Ускорившись до максимальной энергии, они устремляются на ядерную мишень 3 (объект испытаний, см. рис. 1). Циклотроны, предназначенные для ускорения ультрарелятивистских электронов, получили название микротронов [5].

В предвоенные годы в Ленинградском физико-техническом институте под научным руководством доктора физ.-мат. наук Игоря Курчатова (1903-1960 гг.) активно велись работы по созданию в СССР более мощного чем в Радиевом институте циклотрона с диаметром полюсных магнитных наконечников в 1,2 м [1, 4]. Руководство советской науки и наши ведущие физики-ядерщики прекрасно понимало необходимость создания мощной технической базы для отечественной ядерной физики. Запуск его в опытную эксплуатацию планировался на январь 1942 г. Вторая мировая война эти важные научно-технические планы советских ученых перечеркнула полностью и отодвинула их назад на многие потерянные для науки годы.

При создании в мире мощных циклотронов ученые столкнулись с проблемой рассогласования в них процесса ускорения элементарных частиц. Из-за возрастания в циклотроне скорости ускоряемой частицы происходило возрастание ее массы, что приводило к ее торможению, начиная с определенных скоростей. Такое положение приводило к наступлению предела по достигаемой скорости для ускоряемой частицы и соответственно к ограничению ее энергии. Данная острая для УЗЧ научная задача была успешно решена известным советским физиком Владимиром Векслером (рис. 2) в 1944 г. [1, 4]. Независимо от В.И. Векслера эта важная задача для циклотронов была в 1945 г. разрешена и известным американским физиком Эдвином Мак-Милланом (1907-1991 гг.) [1, 4].



Рис. 2. Известный российский физик-ядерщик, академик АН СССР Владимир Иосифович Векслер (1907-1966 гг.)

Этими учеными, оставившими заметный след в физике и технике высоких энергий, были предложены оригинальные методы автофазировки и компенсации увеличения массы ускоряемых в циклотроне частиц [1, 4]: первый – за счет постепенного изменения по мере кругового ускорения частицы в УЗЧ частоты ускоряющего электрического поля в ускоряющем про-

межутке между дуантами УЗЧ; второй – за счет постепенного изменения в процессе ускорения частицы величины напряженности постоянного магнитного поля электромагнита УЗЧ, раскручивающего траекторию ускоряемой частицы. В 1954 г. в г. Беркли (США) вступил в строй протонный синхрофазотрон (бэватрон) на энергию ускоряемых положительно заряженных частиц-протонов в 6,3 ГэВ (рис. 3). Авторами разработки этого мощного УЗЧ была группа американских ученых во главе с упомянутым выше физиком-ядерщиком Э. Мак-Милланом, ставшим лауреатом Нобелевской премии по химии за 1951 г. [1].

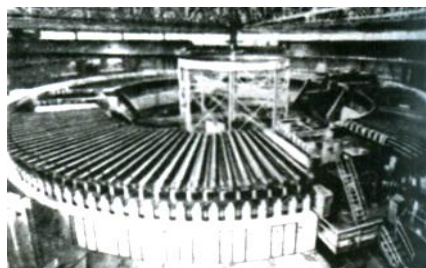


Рис. 3. Внешний вид Берклиевского протонного синхрофазотрона (США) на энергию ускоряемых частиц в 6,3 ГэВ [1]

В 1957 г. в Объединенном институте ядерных исследований (г. Дубна, СССР) был запущен в работу один из самых мощных на то время протонный синхрофазотрон на энергию ускоряемых частиц в 10 ГэВ (рис. 4). Определяющая роль в научно-технической разработке и создании этого УЗЧ принадлежит российскому физика В.И. Векслеру (Ленинская премия за 1959 г.) [1, 8]. Под руководством В.И. Векслера в Физическом институте им. П.Н. Лебедева АН СССР (ФИАН) закладывались основы разработки и сооружения первых советских синхрофазотронов, предназначенных для ускорения электронов (синхротронов) и протонов [1, 8]. В период с 1945 по 1957 годы им по существу создавались в СССР основы новой области науки и техники – физики частиц высоких энергий.

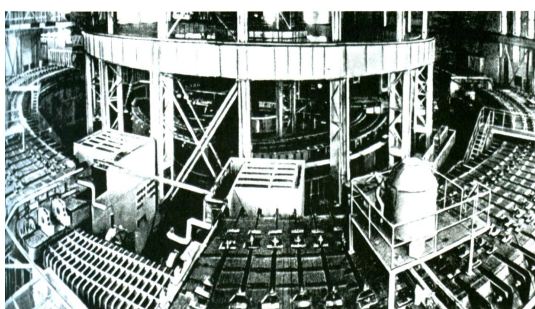


Рис. 4. Внешний вид Дубненского протонного синхрофазотрона (Россия) на энергию ускоряемых частиц в 10 ГэВ [1]

Отметим, что согласно [9] термин "синхрофазотрон" (происходит от греч. слова "synchronos" – "одновременный" плюс "фазотрон") означает мощную электроустановку для ускорения протонов до огромных энергий порядка ГэВ, в которой протоны ускорятся высокочастотным электрическим полем изменяющейся в процессе их ускорения частоты, а стабилизация их круговых орбит достигается вследствие возрастания индукции постоянного магнитного поля.

В 1958 г. В.И. Векслером было сделано сенсационное научное сообщение на Женевской международной конференции по мирному использованию атомной энергии об создании в СССР Дубненского протонного синхрофазотрона на энергию частиц в 10 ГэВ [1, 8]. Великий датский физик-теоретик Нильс Бор (1885-1962 гг.) [10], побывавший на этом циклическом резонансном ускорителе протонов, стоя рядом с В.И. Векслером на смотровой площадке над огромным электромагнитом этого ускорителя (см. рис. 4), сказал [8]: "Чтобы задумать и построить такое сооружение, нужна была очень большая смелость". Недостатки линейных ускорителей частиц (электрический пробой изоляционных промежутков в ускорительной трубе при сверхподъеме высокого напряжения и др.) заставляли ученых искать новые пути для увеличения энергии частиц. С конца 50-х годов 20-го века центр тяжести научных интересов советских физиков-ускорительщиков во главе с В.И. Векслером в области ускорительной техники от традиционных методов ускорения частиц переместился в область их ускорения за счет плазменных эффектов и взаимодействия одних коллективов ускоряемых частиц с другими [1, 8]. С этого времени в СССР и мире стали активно развиваться новые плазменные и коллективные методы ускорения в УЗЧ элементарных частиц [1, 8].

В 1967 г. в г. Станфорде (США) вступил в строй сверхмощный линейный ускоритель электронов на их выходную максимальную энергию до 21 ГэВ [1]. Отметим, что на Станфордском линейном ускорителе электронов (рис. 5) с длиной ускорительной трубы в 2 мили (около 3200 м) была достигнута рекордная на тот период энергия W_p ультрарелятивистских электронов в 21 ГэВ (0,021 ТэВ) [3]. Этой энергии соответствовала длина волны λ_e ускоренного ультрарелятивистского электрона, равная примерно 10^{-17} м.



Рис. 5. Общий панорамный вид сверху на Станфордский сверхмощный линейный ускоритель электронов (США) с их выходной энергией до 21 ГэВ [1]

Заметим, что в линейном ускорителе электронов ускорительная труба с высоко откакумированным внутренним объемом (с вакуумом порядка 10^{-6} мм рт.ст.) состоит из множества полых тонкостенных круглых металлических цилиндров различной длины, расположенных на определенном расстоянии друг от друга вдоль одного прямолинейного направления – продольной оси ускорителя [4, 5]. К данным цилиндрам подводится переменное высокое электрическое напряжение, частота которого строго согласовывается

с длиной этих цилиндров и временем прохождения внутри них ускоряемого пучка (сгустка) электронов.

В 1959 г. в научно-исследовательском центре Европейского совета ядерных исследований (на франц. языке *Conseil Européen pour la Recherche Nucléaire*, CERN, Швейцария) был создан УЗЧ на энергию ускоряемых протонов до 28 ГэВ [1]. К этому времени в мире были выполнены первые научно обоснованные разработки УЗЧ на встречных электронных пучках (электронных коллайдеров), в которых за счет встречных столкновений ускоряемых элементарных частиц получается большой выигрыш по энергии.

Одной из важных причин успешного создания в УФТИ (г. Харьков) и других научных центрах бывшего СССР ускорительной техники оказалось то, что здесь в 30-е годы 20-го столетия под научным руководством известного украинского физика Кирилла Синельникова (1901-1966 гг.) впервые в СССР были созданы высокопроизводительные вакуумные диффузионные паромасляные насосы [4, 5]. Кстати, данные вакуумные насосы (с производительностью до 1000 л/с) разработки харьковских ученых были успешно использованы и при реализации доселе невиданной в мире по своим масштабам научно-промышленной эпопеи в рамках Атомного проекта СССР для создания ядерного оружия в составе технологических комплексов предприятий атомной промышленности по разделению изотопов ядерных материалов [11, 12].

4. КРАТКИЕ СВЕДЕНИЯ ОБ СОВРЕМЕННЫХ УСКОРИТЕЛЯХ ЗАРЯЖЕННЫХ ЧАСТИЦ

С конца 60-х и начала 70-х годов 20-го столетия в мире стали энергично развиваться новые методы ускорения сгустков элементарных частиц [1, 8]: по схеме обдува их плазмой или электронным пучком; их радиационное ускорение (за счет воздействия на них светового давления); их ударное ускорение; ускорение ионных сгустков релятивистскими электронными кольцами и др. Новые технические возможности для развития коллективных методов ускорения частиц до сверхвысоких энергий появились у физиков в связи с созданием импульсных сверхсильноточных электронных ускорителей [13, 14], способных выступать в качестве инжектора синхрофазотронов. Здесь следует отметить, что импульсный ток таких мощных электронных ускорителей мог достигать своей амплитуды до 1 МА при его длительности до 10 нс [4, 13].

В 1967 г. вступил в строй сверхмощный Серпуховский протонный синхрофазотрон (СССР) на энергию ускоряемых частиц до 76 ГэВ [1]. В современном ряду супермощных УЗЧ следует указать и релятивистский коллайдер тяжелых ионов RHIC на энергию не менее 33 ГэВ [1], работающий в Брукхейвенской научной лаборатории (США). На рис. 6 приведен общий вид американского сверхмощного ускорителя "Тэватрон" Национальной лаборатории ядерных исследований им. Э. Ферми [1]. Начиная с 1985 г., ускоритель "Тэватрон" (США), работающий на встречных пучках ускоренных протонов, до 2010 г. оставался наиболее мощным в мире УЗЧ. Этот протон-антипротонный коллайдер-рекордсмен обладает энергией ускоряемых элементарных частиц до 1 ТэВ.

Укажем, что в подземном туннеле Европейского центра ядерных исследований CERN (Швейцария) на глубине около 100 м с конца 1995 г. размещалось ускорительное кольцо длиной около 27 км Большого электронно-позитронного коллайдера LEP, имевшего энергию 104 ГэВ на пучок против 14000 ГэВ у размещенного сейчас там современного Большого адронного коллайдера LHC [16]. Дальнейшие мировые разработки в области ускорительной техники показали, что новые успехи в физике высоких энергий оказались тесно связанными с протонными коллайдерами.



Рис. 6. Панорамный вид с высоты птичьего полета на кольцо гигантского ускорителя "Тэватрон" Национальной лаборатории ядерных исследований им. Э. Ферми (США) [15]

5. СОВРЕМЕННАЯ ВЕРШИНА УСКОРИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ – БОЛЬШОЙ АДРОННЫЙ КОЛЛАЙДЕР

Данный тип ускорителя элементарных частиц (на англ. языке *Large Hadron Collider* – аббревиатура ЛНС, а на русском сокращенно БАК – Большой адронный коллайдер) является ускорителем заряженных частиц на встречных пучках. Большим он назван из-за своих размеров – длина основного ускорительного кольца ускорителя составляет около 27 км (если точно, то 26659 м [16]). Адронным он назван из-за того, что он ускоряет **адроны**, то есть элементарные частицы, состоящие из трёх кварков (протоны и др.), а коллайдером (от англ. слова "*collide*" – "*сталкиваться*" [9]) – из-за того, что пучки этих частиц ускоряются в противоположных направлениях и сталкиваются в специально отведенных для этого местах большого ускорительного кольца, где и располагаются огромные детекторы элементарных частиц. БАК предназначен для электромагнитного разгона протонов и тяжёлых ионов (например, ионов свинца) до скоростей, приближающихся к скорости света в вакууме, и изучения продуктов их встречных соударений. Данный коллайдер построен в Европейском центре ядерных исследований CERN на границе Швейцарии и Франции недалеко от г. Женевы. БАК на сегодня является самой крупной исследовательско-экспериментальной электроустановкой мира. Руководитель международного проекта по созданию БАК – физик-ядерщик Лин Эванс. В разработке и строительстве БАК с 2001 г. участвовали более 10 тысяч учёных и инженеров из более чем 100 стран мира. Ориентировочная стоимость сооружения БАК – около 4,65 млрд. английских фунтов стерлингов [16]. Он будет являться самым большим УЗЧ в мире. БАК позволит получать новую информацию об элементарных частицах и силах, действующих в космическом пространстве нашей Все-

ленной. Ученые надеются, что БАК позволит воспроизвести физические условия, близкие к имевшим место после "Большого взрыва", породившего согласно принятой в научном мире гипотезе нашу Вселенную. По мнению некоторых ученых (например, доктора физ.-мат. наук, проф. Арефьевой И., Математический институт им. Стеклова РАН, г. Москва), когда энергия БАК сконцентрируется на субатомной частице с "тканью" Вселенной, которую ученые называют "пространство-время", могут произойти весьма странные вещи и эта "ткань" может измениться. Это может привести к рождению первой в мире "машины времени" [17]. Предполагается, что благодаря БАК физики-ядерщики смогут проникнуть внутрь материи так глубоко, как никогда ранее. В сентябре 2008 г. состоялся пробный и неудачный запуск части ускорительного кольца БАК, а в ноябре 2009 г. – удачный запуск всего кольца коллайдера. В 2010 г. энергия ускорительного кольца БАК, содержащего множество последовательно соединенных между собой с высокой точностью отдельных прямолинейных цилиндрических секций (элементов) его сверхпроводящей магнитной системы (рис. 7), была доведена до 3,5 ТэВ.

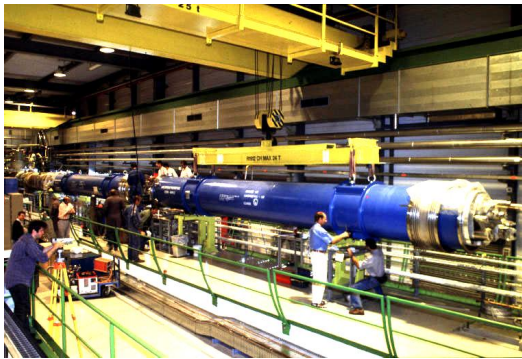


Рис. 7. Внешний вид устанавливаемого в ускорительное кольцо большого адронного коллайдера элемента его магнитной системы (2006 г., CERN, Швейцария) [16]

Следует заметить, что 1624 цилиндрических элемента этой сверхпроводящей магнитной системы используются в БАК для удержания, коррекции и фокусировки протонных пучков на пути их ускорения. На рис. 8 приведена внутренняя часть одного из элементов сверхпроводящей магнитной системы БАК, находящегося в лабораторном помещении в процессе своего изготовления. Эта сложная система сверхпроводящих магнитов, предназначенная для удержания ускоряемых пучков протонов на заданной круговой траектории, создает в зоне этих пучков сильное постоянное магнитное поле с индукцией порядка 10 Тл [18]. Это поле примерно в 200 тысяч раз превышает уровень индукции постоянного магнитного поля Земли [19].

Отметим, что ускорительное кольцо БАК расположено на глубине в среднем 100 м (кольцо подземного туннеля БАК наклонено примерно на 1,4 градуса – процента относительно поверхности земли) и содержит в системе охлаждения сверхпроводящих обмоток своей магнитной системы (см. рис. 8) около 120 тонн жидкого гелия с температурой 4,22 К. Величина постоянного электрического тока в его сверхпроводящих обмотках составляет до 10 кА. Потребляемая

мощность БАК достигает до 180 МВт. Согласно [18] работы на коллайдере первоначально будут связаны с изучением встречного столкновения двух пучков протонов с суммарной энергией до 14 ТэВ на один протон. Эта энергия оказывается в миллионы раз больше той энергии, которая выделяется в единичном акте термоядерного синтеза [3, 12]. Кроме того, далее на БАК предполагается проводить ядерные эксперименты с ускоренными ядрами свинца, сталкивающимися при энергии до 1150 ТэВ [18]. Изучая результаты таких столкновений, ученые-ядерщики надеются получить новые данные о строении материи. Чем больше столкновений удастся зафиксировать, тем больше шансов, что они столкнутся с наступлением новых уникальных событий, например, с рождением новых элементарных частиц.



Рис. 8. Внешний вид сверхпроводящей обмотки элемента магнитной системы ускорительного кольца большого адронного коллайдера (2006 г., CERN, Швейцария) [16]

На рис. 9 приведен общий вид одного из выходов ускорительного кольца БАК, в зоне которого будут осуществляться эти столкновения встречных пучков ускоренных практически до световой скорости протонов. Для регистрации результатов столкновения протонных пучков в ускорительном кольце БАК предусмотрены шесть огромных детекторов элементарных частиц [18], основными из которых являются "ATLAS" (рис. 10) и "CMS" (рис. 11).

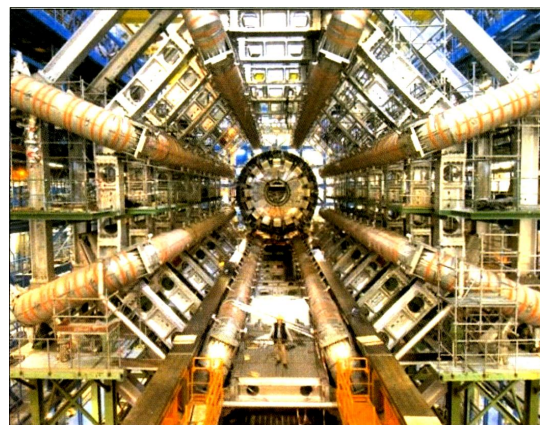


Рис. 9. Внешний вид выхода ускорительного кольца в зоне размещения детектора частиц "ATLAS" большого адронного коллайдера (2005 г., CERN, Швейцария) [17]

Частота столкновений встречных пучков ускоренных протонов в этих огромных детекторах БАК составляет до 800 раз в секунду. Скорость съемки в этих детекторах элементарных частиц БАК достигает 40 млн. кадров/с. Массогабаритные показатели указанных детекторов БАК просто поразительны. Например, вес элементов детектора "ATLAS" составляет около 7 тыс. тонн. Диаметр детектора "CMS" – 24 м.

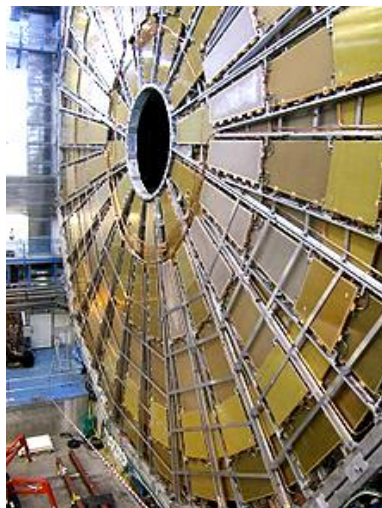


Рис. 10. Внешний вид универсального детектора элементарных частиц "ATLAS" большого адронного коллайдера (2006 г., CERN, Швейцария) [18]



Рис. 11. Внешний вид универсального детектора элементарных частиц "CMS" большого адронного коллайдера (2006 г., CERN, Швейцария) [18]

Объем помещения шахты (подземной каверны в горных породах) под детектор "CMS" составил свыше 200 тысяч м³. Шесть лет ушло на создание только одного такого огромного подземного помещения (зала) БАК под универсальный детектор "CMS". Укажем, что около 15 лет потребовалось специалистам на разработку и сооружение для БАК универсальных детекторов элементарных частиц "ATLAS" и "CMS" [18].

Детектор "CMS" ускорителя БАК (см. рис. 11) – один из двух универсальных детекторов в ускорительном кольце БАК. Полюсный наконечник электромагнита этого детектора имеет диаметр до 11 м, а вес электромагнита детектора "CMS" составляет 280

тонн. Предназначен он для обнаружения широкого круга новых частиц и явлений в протон-протонных и ядро-ядерных столкновениях микро вещества при высоких энергиях. С его помощью в БАК надеются измерить свойства известных частиц с беспрецедентной до сих пор точностью, а также вести поиск совершенно новых непредсказуемых физических явлений и элементарных частиц. Подобные научные исследования помогут человечеству углубить свое понимание материи нашей Вселенной и путей ее происхождения.

Отметим тот один интересный для любознательного читателя факт, что кинетическая энергия всех сгустков частиц-адронов в БАК при полном заполнении ими его ускорительного кольца (около 2800 шт. сгустков в каждом встречном пучке протонов) сравнима с кинетической энергией современного реактивного самолета. Данные сгустки микро вещества проходят (пролетают) один полный круг этого супермощного ускорителя протонов длиной около 27000 м примерно за 100 мкс, то есть совершают около 10 тысяч оборотов в секунду [18]. В то же время масса всех ускоренных частиц-протонов при этом не будет превышать одного нанограмма вещества [18]. Эти ускоренные в БАК микро частицы-адроны даже нельзя будет увидеть невооруженным человеческим глазом. Такая огромная энергия (до 14 ТэВ) в БАК достигается за счёт колоссальной скорости ускоряемых частиц, близкой к скорости света в вакууме и составляющей в ускорительном кольце БАК около $3 \cdot 10^8$ м/с [3].

Считается, что объем ожидаемой научной информации ядерного характера только от одного столкновения встречных пучков ускоренных протонов в БАК до энергии порядка 10 ТэВ будет составлять не менее 200 стандартных компакт-дисков в секунду [18]. Эта научная информация будет в рамках уже разработанной и принятой международной кооперации ядерных исследований на БАК направляться в научные лаборатории 500 университетов мира, где около 5000 ведущих ученых-ядерщиков будет ее оперативно обрабатывать и сообщать полученные результаты в CERN (Швейцария, вблизи г. Женева).

Одной из научных задач при выполнении на БАК будущих ядерных экспериментов будет та, которая связана с обнаружением и исследованием **бозона Хиггса**. Напомним, что бозон Хиггса был назван в честь известного шотландского физика-теоретика Питера Хиггса (1925 г.р.), теоретически открывшего в 1964 г. механизм "появления" масс у **векторных бозонов** в результате спонтанного нарушения своей симметрии (механизм Хиггса) [1]. Предполагается, что эта пока виртуальная элементарная частица отвечает за массу вещества в нашей Вселенной [18]. Предстоящие экспериментальные исследования на БАК должны подтвердить или опровергнуть эту теоретическую точку зрения на данный **бозон**.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Из представленного автором краткого научно-исторического обзора первых и современных научно-технических разработок и исследований в области ускорительной техники, созданной за последнее столетие выдающимися физиками-ускорительщиками и

инженерами мира, следует, что человечество, несмотря на огромные умственные, физические и материальные затраты, благодаря своим выдающимся достижениям в атомной науке и технике упорно и объективно стремится к более глубокому познанию природы, устройства на микроуровне окружающей нас материи и путей происхождения нашей Вселенной.

2. Родившаяся в умах ученых в 1984 г. физико-техническая идея создания БАК в 2010 г. нашла свое материальное воплощение в создании мировым научным сообществом на базе Европейского центра ядерных исследований CERN (Швейцария) крупнейшего в мире циклического резонансного ускорителя протонов на встречных пучках – протонного коллайдера с кинетической энергией ускоряемых и соударяемых частиц-адронов до 14 ТэВ на один протон.

3. Будущие уникальные ядерные исследования на указанном супермощном БАК помогут землянам глубже проникнуть в тайны мироздания и скрытого от нас завесой вечности сложного микромира.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Храмов Ю.А. История физики. – Киев: Феникс, 2006. – 1176 с.
2. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 2: Открытие и изучение радиоактивности // *Электротехника і електромеханіка*. – 2011. – № 3. – С. 3-9.
3. Кузьмичев В.Е. Законы и формулы физики / Отв. ред. В.К. Тартаковский. – Киев: Наук. думка, 1989. – 864 с.
4. 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.
5. Кудрявцев П.С. Курс истории физики. – М.: Просвещение, 1974. – 312 с.
6. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 6: Техника высоких напряжений // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2012. – № 1. – С. 3-15.
7. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 1: Открытие периодического закона химических элементов // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2011. – № 2. – С. 3-9.
8. Комар А.А. В.И. Векслер и работы по ускорителям в ФИАН // *История науки и техники*. – 2009. – № 4. – С. 39-44.
9. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.
10. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 3: Открытие и изучение строения атома // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2011. – № 4. – С. 3-9.
11. Коган В.С. "До" и "После". – Харьков: ННЦ "ХФТИ", 2004. – 97 с.
12. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 7: Создание ядерного и термоядерного оружия // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2012. – №2. – С. 3-15.
13. Ковальчук Б.М., Котов Ю.А., Месяц Г.А. Наносекундный сверхточный ускоритель электронов с индуктивным накопителем // *Журнал технической физики*. – 1974. – Т. 46. – № 1. – С. 215-217.
14. Месяц Г.А. Импульсная энергетика и электроника. – М.: Наука, 2004. – 704 с.
15. Климов А.А. Большая книга знаний. – Харьков: Веста, 2010. – 160 с.
16. <http://www.allmodernscience.net/>.
17. Арефьева И. Большой адронный коллайдер // *Наука и жизнь*. – 2009. – №2 (10). – С. 19-20.
18. http://ru.wikipedia.org/wiki/Большой_адронный_коллайдер.
19. Баранов М.И. Постоянное магнитное поле планеты Земли. Новая гипотеза происхождения и его приближенный расчет // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2010. – № 5. – С. 39-42.

Bibliography (transliterated): 1. Hramov Yu.A. Istoriya fiziki. – Kiev: Feniks, 2006. – 1176 s. 2. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihysya dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 2: Otkrytie i izuchenie radioaktivnosti // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2011. – № 3. – S. 3-9. 3. Kuz'michev V.E. Zakony i formuly fiziki / Otv. red. V.K. Tartakovskij. – Kiev: Nauk. dumka, 1989. – 864 s. 4. 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. 5. Kudryavcev P.S. Kurs istorii fiziki. – M.: Prosveschenie, 1974. – 312 s. 6. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihysya dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 6: Tehnika vysokih napryazhenij // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2012. – № 1. – S. 3-15. 7. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihysya dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 1: Otkrytie periodicheskogo zakona himicheskikh `elementov // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2011. – № 2. – S. 3-9. 8. Komar A.A. V.I. Veksler i raboty po uskoritelyam v FIAN // *Istoriya nauki i tehnikе*. – 2009. – № 4. – S. 39-44. 9. Bol'shoj ill'yustrirovannyj slovar' inostrannyh slov. – M.: Russkie slovari, 2004. – 957 s. 10. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihysya dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 3: Otkrytie i izuchenie stroeniya atoma // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2011. – № 4. – S. 3-9. 11. Kogan V.S. "Do" i "Posle". – Har'kov: NNC "HFIT", 2004. – 97 s. 12. Baranov M.I. Antologiya vydayuschihysya dostizhenij v nauke i tehnikе. Chast' 7: Sozdanie yadernogo i termoyadernogo oruzhiya // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2012. – №2. – S. 3-15. 13. Koval'chuk B.M., Kotov Yu.A., Mesyac G.A. Nanosekundnyj sil'notochnyj uskoritel' `elektronov s induktivnym nakopitelem // *Zhurnal tehnicheckoj fiziki*. – 1974. – T. 46. – № 1. – S. 215-217. 14. Mesyac G.A. Impul'snaya `energetika i `elektronika. – M.: Nauka, 2004. – 704 s. 15. Klimov A.A. Bol'shaya kniga znaniy. – Har'kov: Vesta, 2010. – 160 s. 16. <http://www.allmodernscience.net/>. 17. Aref'eva I. Bol'shoj adronnyj kollajder // *Nauka i zhizn'*. – 2009. – №2 (10). – S. 19-20. 18. http://ru.wikipedia.org/wiki/Bol'shoj_adronnyj_kollajder. 19. Baranov M.I. Postoyannoe magnitnoe pole planety Zemlya. Novaya gipoteza proishozhdeniya i ego priblizhennyj raschet // *Elektrotehnika i elektromehaniка*. – 2010. – № 5. – S. 39-42.

Поступила 05.05.2011

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 8: charged-particle accelerator creation.
A brief scientific and historical essay on the history of creation of charged-particle accelerators widely applied in nuclear and high-energy physics is given.
Key words – history, essay, charged-particle accelerators, structure of matter.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ СИЛ СВАРИВАНИЯ КОНТАКТОВ ПРИ ИХ ЗАМЫКАНИИ НА АВАРИЙНЫЕ СВЕРХТОКИ

У статті розглянуто теоретичний розрахунок сил зварювання контактів при включенні їх на струм короткого замикання 20 кА. Отримано значення часу вібрації і сили зварювання контактів на основі контактної і теплового розрахунків. Показана залежність сили зварювання від коефіцієнту потужності та фази включення, які обумовлюють швидкість зростання аварійного струму.

В статье рассмотрен теоретический расчет сил сваривания контактов при включении их на ток короткого замыкания 20 кА. Получено значение времени вибрации и силы сваривания контактов на основе контактного и теплового расчетов. Показана зависимость силы сваривания от коэффициента мощности и фазы включения, которые обуславливают скорость нарастания аварийного тока.

Одним из условий надежной работы автоматических выключателей (в том числе и вакуумных) является условие несвариваемости контактов при включении их на ток короткого замыкания.

Анализ литературы по данной тематике показывает недостаточную теоретическую исследованность данного вопроса. Проблема заключается в том, что для такого расчета необходимо знать как механические параметры (скорость замыкания, время удара, время разомкнутого состояния контактов, время горения дуги), так и тепловые параметры (нагрев контактной поверхности, изменение расплавленной области и т.д.). Причем, параметры вибрации должны быть определены на основании расчетов теории упругости, а тепловые параметры на основании тепловых расчетов с учетом изменения фазового состояния вещества (задача Стефана). Данный вопрос рассматривался в [1-6]. Однако введу сложности вопроса, многие аспекты данной проблемы нуждаются в дальнейшем уточнении. Как следует из [1-6], сваривание контактов при любом выборе расчетной модели зависит от ряда параметров, важнейшими из которых являются: контактное нажатие, ток, материал контактов.

Процесс сваривания контактов при включении можно описать следующим образом. При замыкании контактов с определенной скоростью происходит процесс их совместной деформации с одновременным увеличением включаемого тока. Под действием сил упругости подвижный контакт начинает движение в обратном направлении, уменьшая контактную площадку при нарастающем токе цепи. Это приводит к появлению расплавленной фазы материала, часть которой при дальнейшем расхождении контактов взрывается, образуя короткую дугу, горящую в парах материала. Время разомкнутого состояния контактов при вибрации определяет радиус расплавленной зоны, которая при последующем замыкании контактов или исчезновении тока КЗ (отключение выше- или нижестоящим выключателем) приводит к их свариванию.

Данная тематика актуальна, так как значение силы сваривания существенно влияет на надежность работы контактного узла.

Цель данной статьи – определение значения силы сваривания контактов при их включении на сквозной ток короткого замыкания с действующим значением 20 кА.

Для достижения поставленной цели необходимо:

– на основе решения контактной задачи определить силу деформации контактной системы;

- определить время соударения и время разомкнутого состояния контактов;
- на основании решения задачи Стефана определить радиус расплавленной области;
- рассчитать возможное значение силы сваривания при включении, определив требуемую силу контактного нажатия;
- сделать соответствующие выводы.

Для определения параметров вибрации контактной системы использовалась эквивалентная схема замещения, показанная на рис. 1.

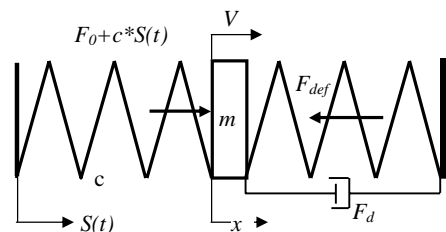


Рис. 1. Эквивалентная схема замещения контактной системы, где F_0 – начальная сила контактного нажатия; m – эквивалентная масса движущегося контакта; x – деформация контактной системы; V – скорость замыкания контакта; F_{def} – эквивалентная сила деформации контактной системы; F_d – демпфирующая сила, c – жесткость пружины контактного нажатия; $S(t)$ – ход контактодержателя

Часть данных, таких как F_0 , c , m – задана изначально, а часть данных, таких как $S(t)$, V , F_{def} , F_d – определялась их расчета динамики электромагнитного привода, построенного на базе двухпозиционного магнита с магнитной защелкой. Значение эквивалентной силы деформации определялось на основании решения контактной задачи теории упругости. Причем, значение силы деформации было приведено к плоскости силы приложения контактного нажатия. Результаты расчета после обработки данных методом наименьших квадратов позволили получить для силы деформации следующее соотношение:

$$F_{def} = 2.88 \cdot 10^8 \cdot x(t), \quad (1)$$

где $x(t)$ – параметр движения подвижного контакта.

Сила демпфирования определялась на основании уравнения:

$$K_u = 1 - \exp(-\xi / m \cdot T), \quad (2)$$

где K_u – коэффициент удара, характеризующий потерю энергии при ударе; ξ – коэффициент демпфирования; m – масса подвижного контакта; T – период колебаний контакта, рассчитанный на основании массы

и соотношения (1).

Коэффициент удара определяется экспериментальным путем и для материала медь, приведен в [7].

Уравнение движения подвижного контакта будет следующим:

$$m \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} + \xi \cdot \frac{dx}{dt} + F_{def}(x) = F_0 + c \cdot S(t). \quad (3)$$

Причем

$$F_{def}(x) = \begin{cases} F_{def}(x), & x > 0 \\ 0, & x \leq 0 \end{cases}, \xi = \begin{cases} \xi, & x > 0 \\ 0, & x \leq 0 \end{cases}.$$

Одним из важнейших параметров, определяющих работу контактной системы, является скорость замыкания контактов. На основании расчета динамики различных конструкций актуаторов, было получено максимальное значение скорости, равное 2.3 м/с.

Результаты расчетов отскока контактов, проведенные для данного значения скорости показаны на рис. 2.

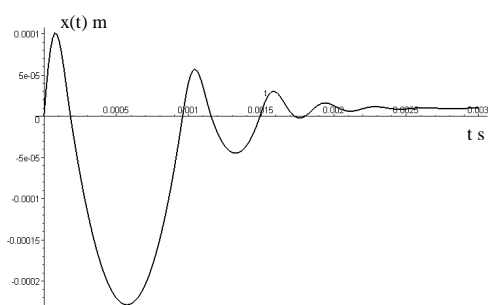


Рис. 2. Динамика вибрации подвижного контакта

На основании решения (3) и рис. 2, было определено время первого отскока контакта равное 0.72 мс, а так же суммарное время вибрации, равное 1.06 мс.

Далее, на основании данных о вибрации была получена информация о тепловых процессах, происходящих на поверхности контактов при следующих допущениях: при включении контактов на ток короткого замыкания время горения дуги в процессе отскока учитывается экспериментально полученным коэффициентом равным 0.7; во время горения короткой дуги тепловая мощность, вводимая в контакт, определяется током и эквивалентным приэлектродным падением напряжения; рассматривается анодная дуга с одним опорным пятном; тепловая мощность дуги входит в зону, имеющую температуру испарения контактного материала; внутренними объемными источниками тепла можно пренебречь, ввиду их малости по сравнению с мощностью электрической дуги.

Данные допущения являются стандартными и широко используются в [1, 4-6, 8, 9] и другой литературе.

Расчетная тепловая модель воздействия дуги на контактный материал в сферической системе координат [5] показана на рис. 3.

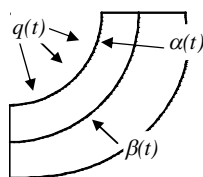


Рис. 3. Расчетная модель, где $q(t)$ – входящий тепловой поток; $\alpha(t)$ – подвижная граница фронта испарения материала; $\beta(t)$ – подвижная граница фронта плавления материала

Система дифференциальных уравнений, описывающих тепловое состояние в сферической системе координат:

$$\begin{cases} c \cdot \gamma_l \cdot \frac{\partial \vartheta_1}{\partial t} = \lambda_l \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta_1}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial \vartheta_1}{\partial r} \right), & \alpha(t) \leq r \leq \beta(t) \\ c \cdot \gamma_h \cdot \frac{\partial \vartheta_2}{\partial t} = \lambda_h \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta_2}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial \vartheta_2}{\partial r} \right), & \beta(t) \leq r \leq \infty \end{cases}, \quad (4)$$

где c – теплоемкость материала; γ – плотность вещества в жидком и твердом состоянии; λ – теплопроводность материала в жидкой и твердой фазах.

Относительно нетрудно убедиться, что решением (4) являются функции:

$$\begin{aligned} \vartheta_1 &= C_1 + C_2 \cdot \frac{\operatorname{erfc}\left(\frac{r}{2 \cdot a_1 \cdot \sqrt{t}}\right)}{r}, \\ \vartheta_2 &= C_3 + C_4 \cdot \frac{\operatorname{erfc}\left(\frac{r}{2 \cdot a_2 \cdot \sqrt{t}}\right)}{r}, \end{aligned} \quad (5)$$

где $a = \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \gamma}}$ – коэффициент температуропроводности для соответствующей области.

Задача (4) является задачей Стефана [10,11]. Неизвестные постоянные определяются из граничных условий:

$$\begin{aligned} \vartheta_1(\alpha(t)) &= \vartheta_k, \quad \vartheta_1(\beta(t)) = \vartheta_p, \\ \vartheta_2(\beta(t)) &= \vartheta_p, \quad \vartheta_2(\infty) = \vartheta_0 \end{aligned}, \quad (6)$$

где ϑ_k – температура кипения; ϑ_p – температура плавления; ϑ_0 – температура удаленной границы.

Неизвестные значения подвижных границ областей фазовых переходов находятся на основании условий:

$$\begin{cases} \frac{U_e \cdot i(t)}{2 \cdot \pi \cdot \alpha(t)^2} + \lambda_l \cdot \frac{\partial \vartheta_1(\alpha(t))}{\partial r} - Q_i \cdot \gamma_l \cdot \frac{d\alpha(t)}{dt} = 0 \\ -\lambda_l \cdot \frac{\partial \vartheta_1(\beta(t))}{\partial r} + \lambda_h \cdot \frac{\partial \vartheta_2(\beta(t))}{\partial r} - Q_p \cdot \gamma_h \cdot \frac{d\beta(t)}{dt} = 0 \end{cases}, \quad (7)$$

где U_e – эквивалентное приэлектродное падение напряжения [1, 3, 6, 8, 9]; $i(t)$ – ток; Q_i – скрытая теплота испарения; Q_p – скрытая теплота плавления.

В соответствии с рис. 2, тепловая мощность, подводимая к контактам (U_e) будет изменяться по закону, показанному на рис. 4 (начало отчета времени совпадает с началом отскока контакта).

Пример решение уравнений (7) с учетом (6) приведено на рис. 5.

Как следует из рис. 5, тепловая инерционность процесса мала. Последующий отскок контактов значительно увеличивает величину радиуса плавления. Кроме того, после замыкания контактов (время 1.31 мс) максимальное значение радиуса фронта плавления достигает максимума через 0.8 мс в момент времени равный 1.39 мс. В дальнейшем, радиусы фронтов (как видно из рис. 5) начинают уменьшаться, вплоть до полного исчезновения радиуса фронта испарения. Радиус фронта плавления будет в дальнейшем определяться нагревом от внутренних источников тепла (прохождение тока КЗ через замкнутые контакты) и в данной задаче не рассматривается.

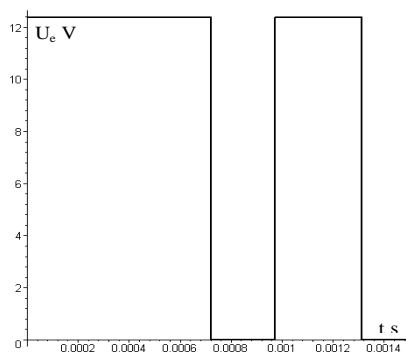


Рис. 4. Напряжение на короткой дуге в соответствии с параметрами вибрации

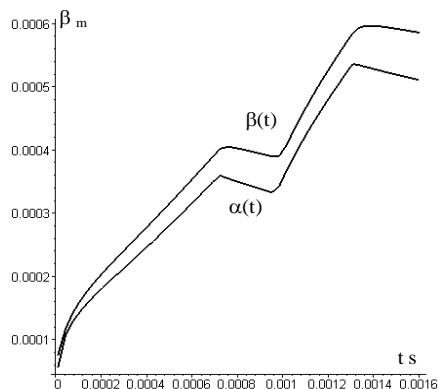


Рис. 5. Значения радиусов фронтов испарения и плавления в зависимости от времени вибрации

Определения максимального значения силы сваривания проводилось по формуле:

$$F_{\max} = \pi \cdot \beta_{\max}^2 \cdot [\sigma], \quad (8)$$

где F_{\max} – максимально возможное значение силы сваривания контактов; β_{\max} – максимальное значение радиуса плавления; $[\sigma]$ – предел прочности при растяжении материала контактов.

Как показывают расчеты, на силу сваривания влияют не только параметры вибрации и значение тока. Так как параметры вибрации определяются механикой [8], то основными факторами, определяющими силу сваривания, является скорость нарастания тока в сети, определяемая коэффициентом мощности и фазой включения. Поэтому, при меньшем значении коэффициента мощности цепи, сила сваривания будет меньше (меньше скорость нарастания тока). Так при $\cos\varphi = 0,1$, сила сваривания будет 584 Н, а при $\cos\varphi = 0,8$ – 690 Н. Кроме того, максимальное значение силы сваривания будет при такой фазе включения, которая исключает переходный процесс при активно-индуктивной нагрузке сети (максимальная скорость нарастания тока). Так при изменении фазы включения напряжения с 0 до $\pi/2$, сила сваривания увеличивается более чем в 3,5 раза. Однако данный вопрос требует дальнейшего теоретического исследования.

Так как процесс сваривания носит вероятностный характер [1,3], то можно утверждать, что при максимально возможной скорости замыкания контактов (максимально возможная скорость движения привода) выбор силы начального контактного нажатия превышает максимальное значение силы сваривания обеспечивает надежную работу контактного узла.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Королев Н.В. Сваривание электрических контактов при включении больших токов. Диссертация на соискание ученой степени к.т.н. по специальности электрические аппараты. – Харьков, 1984.
2. Лысов Н.Е. Сваривание замкнутых одноточечных и плоскостных контактов. – Электротехника. – 1964. – № 4. – С. 25-28.
3. Брон О.Б., Гусев В.И. Явления в контактах низковольтных аппаратов при включении ими больших токов короткого замыкания. – Электросила. – 1973. – № 29. – С.124-128.
4. Мерл В. Электрический контакт. Пер. с нем. под ред. Декабрун И.Е. М.-Л.: ГЭИ, 1962. – 80 с.
5. Хольм Р. Электрические контакты. М.: Изд-во: Иностран. лит., 1961. – 406 с.
6. Ким Е.И., Омельченко В.Т., Харин С.Н. Математические модели тепловых процессов в электрических контактах. Алма-Ата: Наука Каз.ССР, 1977. – 236 с.
7. Сахаров П.В. Проектирование электрических аппаратов (общие вопросы проектирования). Учебное пособие для вузов. М.: Энергия, 1971. – 590 с.
8. Раховский В.И. Физические основы коммутации электрического тока в вакууме. М.: Наука, 1970. – 536 с.
9. Буткевич Г.В., Белкин Г.С., Веденников Н.А., Жаворонков М.А. Электрическая эрозия силовых контактов и электродов. М.: Наука, 1978. – 256 с.
10. Тихонов А.Н., Самарский А.А. Уравнения математической физики. М.: Наука, 1972. – 735 с.
11. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высш. школа, 1966. – 599 с.

Bibliography (transliterated): 1. Korolev N.V. Svarivanie `elektricheskikh kontaktov pri vklyuchanii bol'shikh tokov. Dissertaciya na soiskanie uchenoj stepeni k.t.n. po special'nosti `elektricheskie apparaty. - Har'kov, 1984. 2. Lysov N.E. Svarivanie zamknutyh odnotochechnyh i ploskostnyh kontaktov. - `Elektrotehnika. - 1964. - № 4. - S. 25-28. 3. Bron O.B., Gusev V.I. Yavleniya v kontaktah nizkovol'nykh apparatov pri vklyuchanii imi bol'shikh tokov korotkogo zamykaniya. - `Elektrosila. - 1973. - № 29. - S.124-128. 4. Merl V. `Elektricheskij kontakt. Per. s nem. pod red. Dekabrun I.E. M.-L.: G`EI, 1962. - 80 s. 5. Hol'm R. `Elektricheskie kontakty. M.: Izd-vo: Inostr. lit., 1961. - 406 s. 6. Kim E.I., Omel'chenko V.T., Harin S.N. Matematicheskie modeli teplovykh processov v `elektricheskikh kontaktah. Alma-Ata: Nauka Kaz.SSR, 1977. - 236 s. 7. Saharov P.V. Proektirovanie `elektricheskikh apparatov (obschie voprosy proektirovaniya). Uchebnoe posobie dlya vuzov. M.: `Energiya, 1971. - 590 s. 8. Rahovskij V.I. Fizicheskie osnovy kommutacii `elektricheskogo toka v vakuume. M.; Nauka, 1970. - 536 s. 9. Butkevich G.V., Belkin G.S., Vedennikov N.A., Zhavoronkov M.A. `Elektricheskaya `eroziya sil'notochnyh kontaktov i `elektrodov. M.: Nauka, 1978. - 256 s. 10. Tihonov A.N., Samarskij A.A. Uravneniya matematicheskoy fiziki. M.: Nauka, 1972. - 735 s. 11. Lykov A.V. Teoriya teploprovodnosti. M.: Vyssh. shkola, 1966. - 599 s.

Поступила 24.02.2012

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.

Theoretical calculation of contact welding forces under short-circuit contact closure.

The article deals with theoretical calculation of contact welding forces under action of through-fault current of 20 kA. Vibration time and contacts welding force value are obtained through contact and thermal calculations. For a designed two-position actuator with permanent magnets, it is shown that at closure speeds of about 2.3 m/s, vibration time is not sufficient for contacts welding with the force which the drive mechanism could not overcome.

Key words – contact vibration, circuit speed, melting point radius, welding strength.

ИНДУКЦИОННО-ИМПУЛЬСНОЕ ГАШЕНИЕ СКОРОСТИ ПОДВИЖНОГО ОБЪЕКТА

Запропонована концепція та розроблена математична модель індукційно-імпульсного гасителя швидкості рухомого об'єкту, на зовнішній поверхні якого закріплений циліндричний якорь, що проходить крізь внутрішній отвір нерухомого індуктора. Шляхом вибору відстані між аксіально центральними площинами якоря та індуктора в момент початку збудження індуктора можна забезпечити мінімальні значення швидкості якоря та рухомого об'єкту, висоти підскоку якоря і перевищень температур активних елементів.

Предложена концепция и разработана математическая модель индукционно-импульсного гасителя скорости подвижного объекта, на внешней поверхности которого закреплен электропроводящий цилиндрический якорь, проходящего через внутреннее отверстие неподвижного индуктора. Путем выбора расстояния между аксиально центральными плоскостями якоря и индуктора в момент начала возбуждения индуктора можно обеспечить минимальные значения скорости якоря и подвижного объекта, высоты подскока якоря и превышений температур активных элементов.

ВВЕДЕНИЕ

Во многих технических устройствах с линейным движением исполнительного элемента возникает задача плавного снижения (гашения) его скорости. Такие задачи возникают, например, в линейных электродвигателях или приводах циклического действия, у которых якорь с исполнительным элементом совершают возвратно-поступательное движение [1, 2]. Совершая полезную работу при отталкивании от индуктора, при обратном ходе якорь с исполнительным элементом под действием, например, возвратной пружины механически соударяется с индуктором.

Сходная проблема вибороакустического взаимодействия возникает и в баллистическом гравиметре с симметричной схемой измерения ускорения свободного падения. В этом устройстве осуществляется вертикальное подбрасывание и последующее свободное падение исполнительного элемента с оптическим отражателем, который взаимодействует с неподвижным лазерным интерферометром [3]. Гашение скорости падающего элемента должно быть плавным, поскольку любые вибороакустические процессы негативно влияют на точностные показатели гравиметра [4].

Проблема гашения скорости подвижного объекта возникает также в различных устройствах, предназначенных для испытания ответственной аппаратуры на ударные воздействия, в ударно-механических и вибрационных системах и др.

При отсутствии системы гашения скорости возникают ударно-механические взаимодействия подвижного исполнительного объекта с неподвижной частью устройства. Вследствие этого ускоренно снижаются параметры устройства и ухудшаются функциональные характеристики, что может привести к преждевременному выходу его из строя. Кроме того, возникает значительный акустический шум, ухудшающий экологическую обстановку.

Известны гасители скорости пневматического, гидравлического, механического и др. типов [5, 6]. Однако в этих устройствах осуществляется взаимодействие исполнительного объекта с неподвижной частью устройства через соответствующую среду или элементы (газ, жидкость, контактно-механические устройства и др.). Одним из перспективных способов

гашения скорости подвижного объекта является бесконтактное магнитное взаимодействие подвижного и неподвижного элементов.

Магнитное торможение можно реализовать за счет сил электромагнитного притяжения, для чего на подвижном объекте, движущемся вдоль оси в направлении неподвижного индуктора, закрепляют ферромагнитный сердечник. Для обеспечения торможения движущегося объекта индуктор должен возбуждаться в момент, когда аксиально центральная плоскость ферромагнитного сердечника находится за аналогичной плоскостью индуктора относительно направления перемещения. Однако такое перемещение подвижного объекта не всегда допустимо по техническим условиям эксплуатации устройства, поскольку объект выходит за пределы неподвижного индуктора. Кроме того, ферромагнитный сердечник может существенно увеличить массогабаритные показатели устройства.

Магнитное торможение также можно реализовать за счет индукционного отталкивания, для чего на подвижном объекте закрепляют тонкостенный якорь, выполненный из электропроводящего материала. Для обеспечения торможения индуктор должен возбуждаться в момент, когда аксиально центральная плоскость электропроводящего якоря находится до аналогичной плоскости индуктора относительно направления перемещения. Тормозное устройство на основе индукционного отталкивания обладает существенно меньшими массогабаритными показателями по сравнению с устройством на основе электромагнитного притяжения.

Наиболее целесообразно осуществлять возбуждение индуктора от импульсного источника, например емкостного накопителя энергии (ЕНЭ). Однако при неправильном выборе параметров индукционно-импульсного гасителя скорости (ИИГС) подвижный объект может недостаточно снизить скорость или приобрести противоположно направленную скорость значительной величины с последующим механическим взаимодействием с неподвижной частью устройства.

До настоящего времени индукционно-импульсное взаимодействие неподвижного индуктора и подвижного якоря в основном использовалось для ускорения, а не для плавного торможения подвижного объекта [7]. При индукционном ускорении не существ-

вует проблемы выбора момента возбуждения индуктора, начального расположения якоря относительно индуктора и их обоснования в зависимости от параметров ускоряемого объекта.

Целью статьи является обоснование момента начала возбуждения, формы и величины импульса тока индуктора ИИГС подвижного объекта с закрепленным на нем якорем в зависимости от скорости и массы объекта.

КОНСТРУКТИВНАЯ СХЕМА ИИГС

Рассмотрим ИИГС, состоящий из коаксиально расположенного неподвижного индуктора 1 и якоря 2, установленного на наружной поверхности подвижного объекта 3. На рис. 1 представлены конструктивная (а) и электрическая (б) схемы ИИГС. Индуктор установлен на основании 4 таким образом, что объект 3 с закрепленным якорем 2, падающие вертикально вниз со скоростью V_0 под действием силы тяжести, могут свободно пройти через внутреннее окно индуктора. Рабочий процесс начинается в момент, когда аксиально центральная плоскость 5 якоря находится над аксиально центральной плоскостью 6 индуктора на расстоянии ΔZ_0 . Емкостной накопитель энергии (ЕНЭ) C через преобразователь 7 заряжается от сети с напряжением U . При поступлении сигнала на электронный ключ 8 индуктор 1 посредством импульсного магнитного поля индуцирует токи в электропроводящем якоре 2, который под действием электродинамических сил отталкивания f_z обеспечивает плавное торможение объекта 3.

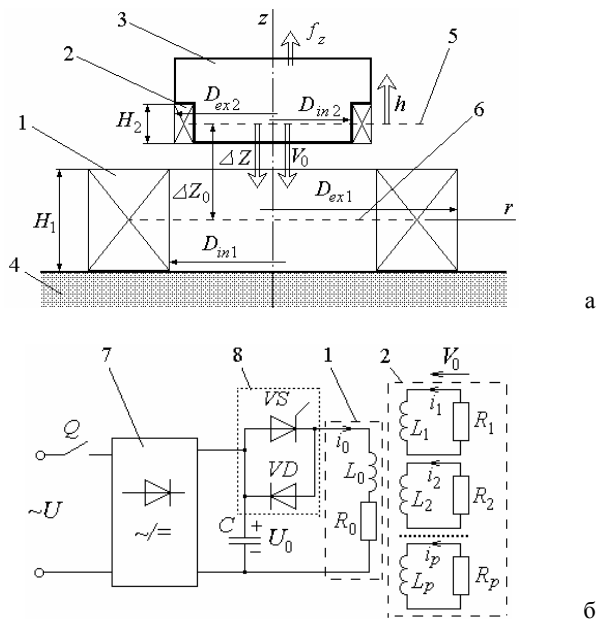


Рис. 1

В зависимости от эффективности ИИГС объект 3 может продолжить перемещение вниз на расстояние ΔZ со скоростью V или совершить обратное подбрасывание вертикально вверх на высоту h от положения, при котором начинается возбуждаться индуктор. В качестве оптимального будем рассматривать ИИГС, обеспечивающий уменьшение скорости якоря до нуля, т.е. полное гашение кинетической энергии подвижных масс при отсутствии обратного подбрасыва-

ния. Основные параметры базового ИИГС представлены в таблице. Якорь выполнен в виде медного кольца, плотно закрепленного на подвижном объекте.

Таблица

Параметр	Обозначение	Величина
Внешний диаметр индуктора, мм	D_{ex1}	90
Внутренний диаметр индуктора, мм	D_{in1}	56
Высота индуктора, мм	H_1	25
Внешний диаметр якоря, мм	D_{ex2}	54
Внутренний диаметр якоря, мм	D_{in2}	46
Высота якоря, мм	H_2	10
Количество витков индуктора, шт	N_1	100
Сечение провода индуктора, мм ²	$a \times b$	1,0 × 3,5
Масса тормозимого объекта, кг	P	0,12
Энергия ЕНЭ, Дж	W_0	20

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИИГС

Будем полагать, что индуктор и якорь индукционно-импульсного гасителя скорости расположены коаксиально, не деформируются и перемещение якоря происходит вдоль вертикальной оси z . Для сохранения общности исследования влиянием подводящих проводов и остальных элементов тормозного устройства пренебрегаем. Вспомогательные и конструкционные элементы устройства выполнены либо неметаллическими, например, из стеклотекстолита, углепластика, либо из слабопроводящего металла, например, нержавеющей стали с высоким удельным сопротивлением, и не оказывают влияния на электромагнитные процессы.

Работу ИИГС определяют электрические, механические и тепловые характеристики [8] при начальных условиях: $i_k(0)=0$ – усредненный ток k -ого активного элемента ($k=1$ – индекс индуктора, $k=2$ – индекс якоря); $\Delta z(0)=\Delta Z_0$ – взаимное осевое смещение аксиально центральных плоскостей индуктора и якоря; $u_c(0)=U_0$ – зарядное напряжение ЕНЭ; $T_k(0)=T_0$ – усредненная температура k -ого активного элемента; $V(0)=-V_0$ – начальная скорость якоря с подвижным объектом.

В ИИГС в цилиндрическом якоре возникает существенная неравномерность распределения токов, индуцированных при возбуждении индуктора от ЕНЭ. В математической модели это можно учесть путем представления сплошного (массивного) якоря в виде совокупности упорядочено расположенных по его сечению p коаксиальных короткозамкнутых контуров малого поперечного сечения. В этом случае электрические процессы в ИИГС можно описать системой уравнений [9]:

$$\begin{aligned}
 & R_0 i_0 + L_0 \frac{di_0}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t i_0 dt + M_{01}(z) \frac{di_1}{dt} + \dots \\
 & \dots + M_{0p}(z) \frac{di_k}{dt} + V(t) \left(i_1 \frac{dM_{01}}{dz} + \dots + i_p \frac{dM_{0p}}{dz} \right) = U_0; \\
 & R_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + M_{01}(z) \frac{di_0}{dt} + M_{12} \frac{di_2}{dt} + \dots + M_{1p} \times \\
 & \times \frac{di_p}{dt} + V(t) \left(i_0 \frac{dM_{01}}{dz} + i_2 \frac{dM_{12}}{dz} + \dots + i_p \frac{dM_{1p}}{dz} \right) = 0; \quad (1) \\
 & R_p i_p + L_p \frac{di_p}{dt} + M_{0p}(z) \frac{di_0}{dt} + M_{1p} \frac{di_1}{dt} + \dots \\
 & \dots + M_{p-1p} \frac{di_{p-1}}{dt} + V(t) \left(i_0 \frac{dM_{0p}}{dz} + i_1 \frac{dM_{1p}}{dz} + \dots + i_{p-1} \frac{dM_{p-1p}}{dz} \right) = 0.
 \end{aligned}$$

где i_0 , L_0 , R_0 – соответственно ток, индуктивность и сопротивление индуктора; i_p , L_p , R_p – соответственно ток, индуктивность и сопротивление элементарного короткозамкнутого p -го контура якоря, перемещающегося со скоростью $V(t)$ вдоль оси z относительно индуктора; M_{jp} – взаимоиндуктивность между соответствующими токовыми контурами ($j \neq p$); C , U_0 – соответственно емкость и зарядное напряжение ЕНЭ.

Аксиальное торможение подвижного объекта возникает под действием импульса силы, действующего на затормаживаемый якорь

$$F_z = \int_0^t f_z(t) dt, \quad (2)$$

где $f_z(t)$ – мгновенное значение аксиальной составляющей электродинамической силы, действующей на якорь:

$$f_z(t) = i_0(t_n) \cdot \sum_p i_p(t_n) \frac{dM_{0p}}{dz}(z). \quad (3)$$

Величину перемещения ΔZ и скорости V якоря с объектом можно представить в виде рекуррентных соотношений [9]:

$$\Delta Z(t_{n+1}) = \Delta Z(t_n) + V(t_n) \Delta t + \vartheta \cdot \Delta t^2 / (P + m_2), \quad (4)$$

$$V(t_{n+1}) = V(t_n) + \vartheta \cdot \Delta t / (P + m_2), \quad (5)$$

где m_2 , P – масса якоря и подвижного объекта соответственно; $\Delta t = t_{n+1} - t_n$;

$\vartheta = i_1(t_n) i_2(t_n) \frac{dM}{dz}(z) - (P + m_2)g - 0,125\pi\gamma_a \beta_a D_{2m}^2 V^2(t_n)$, g – ускорение свободного падения; γ_a – плотность среды, в которой осуществляется перемещения объекта; β_a – коэффициент аэродинамического сопротивления.

Усредненную температуру индуктора и якоря можно описать в виде рекуррентных соотношений:

$$T_k(t_{n+1}) = \frac{R_k(T_k) \cdot i^2(t_n)}{F_a \alpha_T(T_k)} + \exp\left(-\frac{4\alpha_T(T_k) F_a \cdot \Delta t}{\pi \cdot \gamma \cdot H_k (D_{exk}^2 - D_{in k}^2) c_k^*(T_k)}\right) \times (6) \\ \times \left(T_k(t_n) - T_0 - \frac{R_k(T_k) \cdot i^2(t_n)}{F_a \alpha_T(T_k)}\right) + T_0.$$

где γ , c_k^* , F_a – плотность, усредненная удельная теплоемкость и площадь поверхности охлаждения активного элемента; α_T – коэффициент теплоотдачи.

Для того чтобы рассчитать комплекс взаимосвязанных электрических, тепловых и механических процессов с учетом соответствующих функциональных нелинейных зависимостей, используем следующий подход. Весь переходный процесс при численном расчете разбивается на большое число малых интервалов времени $\Delta t = t_{n+1} - t_n$, в пределах которых все величины, считаются неизменными. Для расчета токов на численно малом временном интервале можно использовать линейные дифференциальные уравнения. Величина расчетного шага при использовании ЭВМ подбирается таким образом, чтобы она не оказывала заметного влияния на результаты расчета.

Если размер a (толщина якоря или провода индуктора) оказываются меньше глубины скин-слоя $\delta \approx 500\sqrt{\rho(T) \cdot t_1}$, где $\rho(T)$ – удельное сопротивление материала, t_1 – период первой гармоники тока, то уве-

личивается соответствующее сопротивление путем уменьшения размера a до величины δ . Блок-схема расчетного алгоритма представлена на рис. 2.

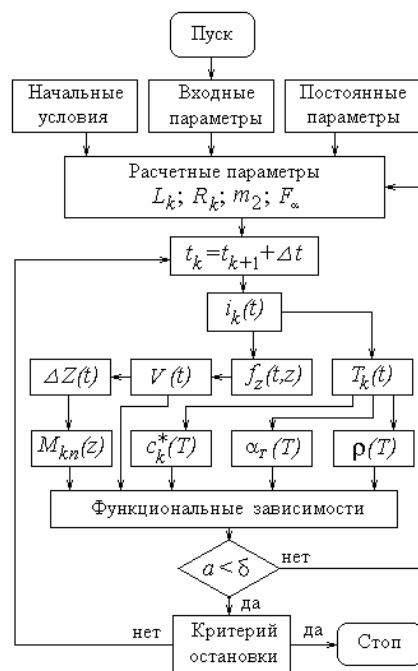


Рис. 2

Эффективность процесса электродинамического торможения оценим следующими показателями:

- минимальной (по абсолютной величине) скоростью V_m якоря и подвижного объекта по направлению к индуктору после подачи импульса возбуждения;
- минимальной высотой подбрасывания якоря h ;
- минимальными превышениями температур активных элементов $\theta_k = T_k - T_0$.

ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ

Рассмотрим электромеханические процессы ИИГС при использовании базового ЕНЭ с параметрами $C=250$ мкФ и $U_0=400$ В. В момент начала возбуждения индуктора скорость подвижного объекта и якоря составляет $V_0 = -2$ м/с, а расстояние между центральными плоскостями якоря и индуктора – $\Delta Z_0=14$ мм. В такой системе на якорь действует тормозная сила f_z , имеющая характер последовательно затухающих во времени импульсов (рис. 3).

Максимальное значение аксиальной силы, действующей на якорь, составляет $f_{zm}=411$ Н. Три силовых импульса, следующие с частотой примерно 1 кГц, обеспечивают величину импульса силы $F_z=0,426$ Нс. Подвижные элементы на начальном этапе продолжают перемещение на расстояние $\Delta Z=2$ мм в направлении индуктора после начала процесса торможения. При этом их скорость V начинает по абсолютной величине снижаться, достигая нулевого значения с последующим небольшим возрастанием до величины $V_m=0,321$ м/с в противоположном направлении. После получения тормозного импульса подвижные элементы подбрасываются (перемещаются в противоположном направлении) на высоту $h=3,2$ мм относительно начального положения. При этом превышение темпе-

ратуры индуктора составляет $\theta_1=19$ мК, а якоря – $\theta_2=0,43$ К. Эти значения незначительны при работе с одиночными импульсами, но принимают предельные значения при циклической работе ИИГС.

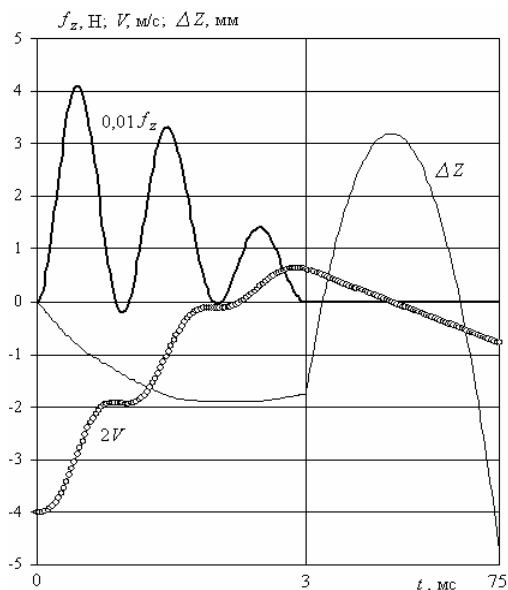


Рис. 3

При увеличении начальной скорости якоря V_0 от 2 до 3 м/с и сохранении расстояния между центральными плоскостями якоря и индуктора $\Delta Z_0=14$ мм характер механических процессов изменяется (рис. 4). Величина максимальной силы возрастает до $f_{zm}=426$ Н, но величина импульса силы снижается до $F_z=0,414$ Нс. Подвижные элементы при этом не изменяют направления перемещения ΔZ и скорости V , т.е. подбрасывания не происходит.

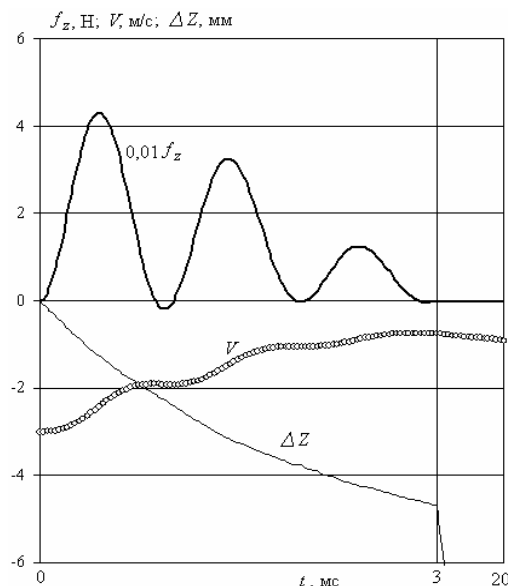


Рис. 4

Таким образом, в рассмотренном варианте ИИГС не происходит полного торможения, а наблюдается лишь частичное гашение скорости подвижного объекта. Превышение температуры индуктора уменьшается до $\theta_1=18$ мК, а якоря возрастает до $\theta_2=0,45$ К.

Если при сохранении энергии $W_0=20$ Дж увеличить емкость ЕНЭ до $C=550$ мкФ, характер электро-механических процессов изменится (фиг. 5). На якорь действует тормозная сила, имеющая характер в основном двух последовательно затухающих импульсов, следующих с частотой примерно 0,8 кГц. Максимальная сила уменьшается до $f_{zm}=342$ Н, а величина импульса силы – до $F_z=0,39$ Нс.

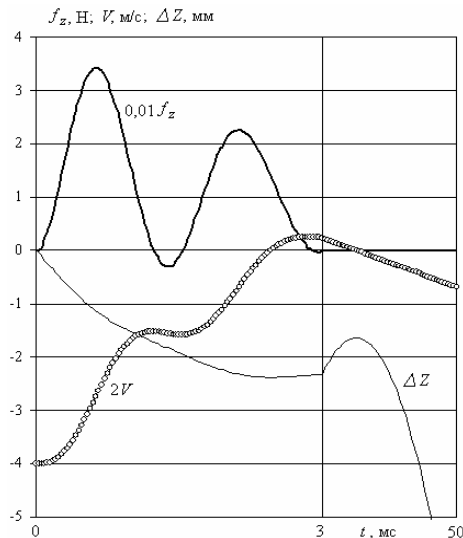


Рис. 5

Скорость V элемента (подвижный объект с якорем) изменяется от отрицательной -2 до положительной $+0,128$ м/с. После получения тормозного импульса подвижный элемент не подбрасывается на высоту h относительно начального положения. Торможения якоря с объектом практически до нулевой скорости V при удержании их относительно индуктора на определенное время можно рассматривать как наиболее благоприятное. При этом превышение температуры индуктора составляет $\theta_1=20$ мК, а якоря $\theta_2=0,39$ К.

АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ИИГС

Рассмотрим электро-механические и тепловые показатели ИИГС в зависимости от начальной скорости V_0 подвижного объекта и расстояния между центральными плоскостями якоря и индуктора ΔZ_0 в момент начала возбуждения индуктора при использовании базового ЕНЭ. Величина максимальной силы f_{zm} при увеличении скорости V_0 подвижного объекта возрастает незначительно (рис. 6,а). Наблюдается выраженный максимум силы f_{zm} при расстоянии $\Delta Z_0 \approx 12$ мм. Величина импульса силы F_z с увеличением скорости V_0 подвижного объекта не имеет столь однозначной зависимости: при небольших значениях $\Delta Z_0=10-12$ мм с ростом скорости импульс силы F_z уменьшается, а при больших значениях $\Delta Z_0=16-20$ мм – возрастает. При изменении расстояния ΔZ_0 наблюдается максимум импульса силы, который при низких скоростях $V_0=-0,5$ м/с возникает при $\Delta Z_0=12$ мм, а при высоких скоростях $V_0=-3$ м/с – при $\Delta Z_0=16$ мм.

В результате указанных силовых воздействий на якорь подвижный объект изменяет скорость V_m следующим образом (рис. 6,б). При низких начальных скоростях, например $V_0=-0,5$ м/с, происходит изме-

нение направления скорости на противоположное, что приводит к вертикальному подбрасыванию объекта на значительную высоту – наиболее сильное ($h=166,4$ мм) при $\Delta Z_0=12$ мм. При высоких начальных скоростях, например $V_0=-3$ м/с, происходит лишь уменьшение скорости V без изменения ее направления и при отсутствии подбрасывания относительно начального положения. Наиболее сильное снижение скорости до величины $V_m=-0,68$ м/с наблюдается при $\Delta Z_0=16$ мм. Таким образом, ИИГС наиболее эффективен при начальных скоростях $V_0 \approx -2$ м/с.

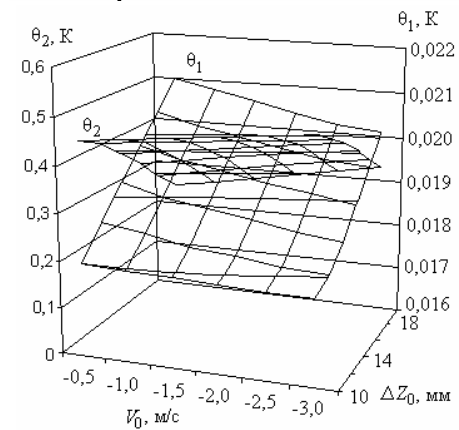
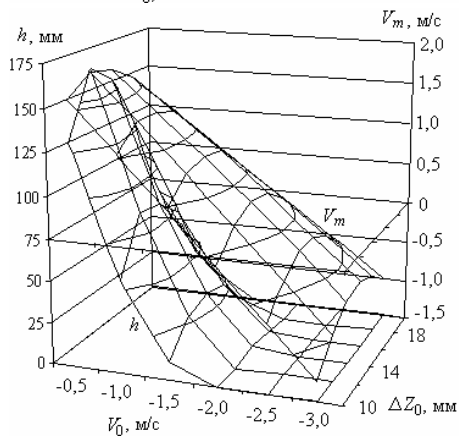
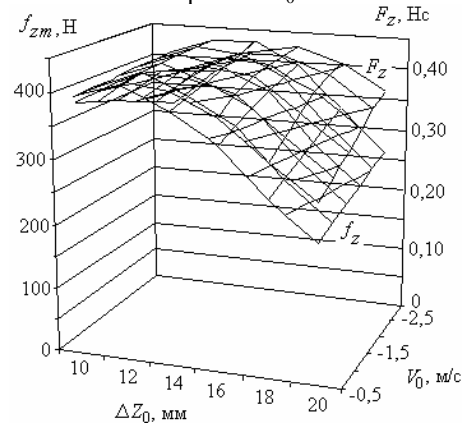
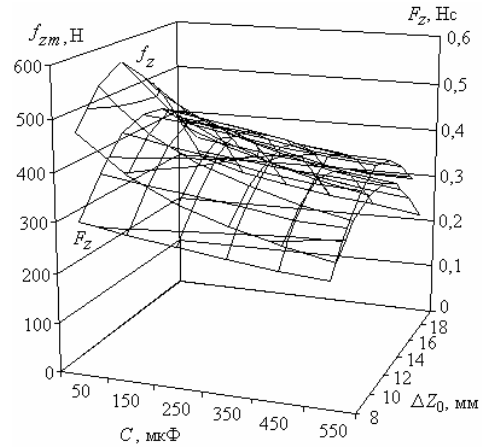


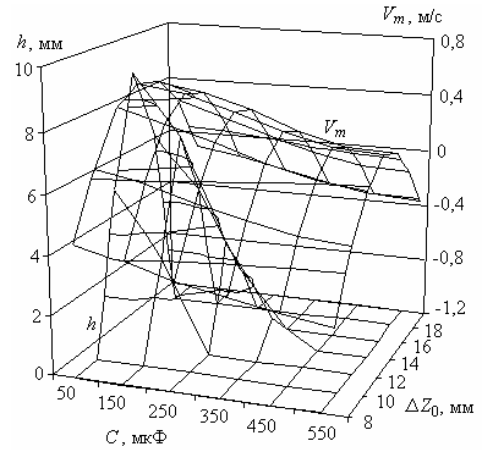
Рис. 6

В результате работы данного ИИГС наблюдается нагрев индуктора и якоря, более сильный – у последнего (рис. 6,в). В зависимости от начальной скорости V_0 превышение температуры индуктора и якоря изменяется незначительно. А с увеличением начального положения ΔZ_0 нагрев индуктора возрастает, а якоря – снижается.

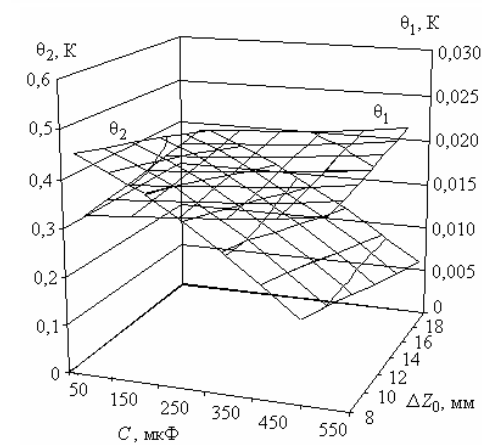
Рассмотрим влияние на электромеханические показатели ИИГС параметров ЕНЭ, имеющего энергию $W_0=20$ Дж, при начальной скорости $V_0=-2$ м/с. На рис. 7 представлены электромеханические и тепловые параметры ИИГС в зависимости от емкости C ЕНЭ и расстояния между центральными плоскостями якоря и индуктора ΔZ_0 в момент начала возбуждения индуктора. Напряжение заряда ЕНЭ возрастает при уменьшении емкости по закону $U_0 = \sqrt{2}W_0^{0,5}C^{-0,5}$.



а



б



б

Рис. 7

При увеличении емкости C , а значит и снижении зарядного напряжения ЕНЭ U_0 уменьшаются как амплитуда f_{zm} , так и величина импульса силы F_z (рис. 7,а).

При определенных значениях расстояния между центральными плоскостями якоря и индуктора ΔZ_0 наблюдается выраженный максимум амплитуды первого импульса силы f_{zm} и величины импульса силы F_z . При

любых значениях емкости из рассматриваемого диапазона $C=50-550$ мкФ максимум амплитуды первого импульса силы f_{zm} достигается примерно при $\Delta Z_0=12$ мм, а максимум величины импульса силы F_z – при $\Delta Z_0=15$ мм.

Такие силовые воздействия обуславливают характер распределения скорости V_m и высоты подбрасывания h в пространстве $C - \Delta Z_0$ (рис. 7,б). С увеличением емкости C ЕНЭ скорость V и высота подбрасывания h уменьшаются. Наибольшие значения скорости $V_m=0,46$ м/с и высоты подбрасывания $h=9,05$ мм достигаются при $\Delta Z_0 = 14$ мм. Таким образом, эффективность торможения существенно зависит от величины ΔZ_0 . Как показывают проведенные исследования, нулевое значение скорости V_m при использовании ЕНЭ с энергией $W_0=20$ Дж повышенной емкости $C=550$ мкФ можно обеспечить при $\Delta Z_0 = 14$ мм, а при пониженной емкости $C=50$ мкФ – при малом или большом расстоянии ΔZ_0 , равном 9 мм или 19 мм.

При изменении параметров C и ΔZ_0 тормозного устройства наблюдается перераспределение нагрева между неподвижным индуктором и движущимся якорем. С увеличением емкости C ЕНЭ и/или расстояния ΔZ_0 нагрев индуктора θ_1 возрастает, а нагрев якоря θ_2 – уменьшается (рис. 7,в).

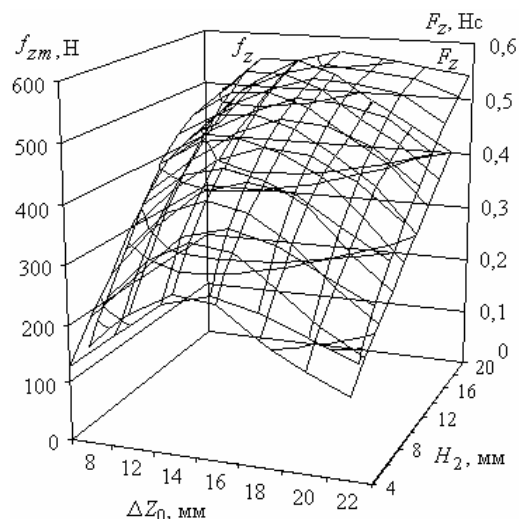
Иным фактором, оказывающим существенное влияние на эффективность ИИГС, является высота якоря H_2 . На рис. 8 показано, что при $V_0 = -2$ м/с и увеличении высоты якоря от 4 до 20 мм, силовые параметры в основном возрастают. Лишь при малых значениях расстояния ΔZ_0 и увеличении высоты якоря свыше $H_2=18$ мм происходит уменьшение как амплитуды первого импульса силы f_{zm} , так и величина импульса силы F_z (рис. 8,а). При этом наибольшее значение максимума амплитуды первого импульса силы f_{zm} достигается при $\Delta Z_0=12$ мм, а наибольшее значение импульса силы F_z – при $\Delta Z_0=14$ мм.

С увеличением высоты якоря H_2 масса подвижного элемента возрастает. Вследствие этого скорость якоря V_m имеет выраженный максимум при $\Delta Z_0=14$ мм и использовании якоря с малой высотой $H_2=8$ мм, и при $\Delta Z_0=18$ мм и использовании якоря с большой высотой $H_2=20$ мм.

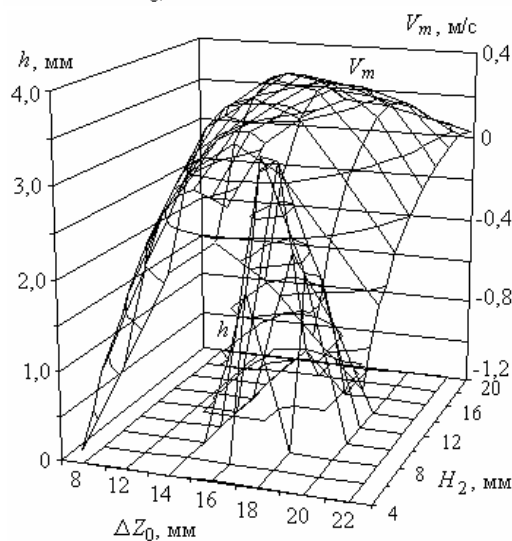
С другой стороны, при увеличении высоты якоря H_2 наблюдается максимум скорости V_m при $\Delta Z_0=14$ мм, что обусловлено силовыми показателями системы.

Интерес представляет распределение высоты подбрасывания якоря h в пространстве параметров $\Delta Z_0 - H_2$. Наибольшая высота подбрасывания якоря с тормозным объектом наблюдается при $\Delta Z_0=14$ мм и $H_2=12$ мм. Вследствие этого можно получить охватывающее данный максимум распределение геометрических параметров ΔZ_0 и H_2 , при которых подбрасывание якоря не происходит ($h=0$).

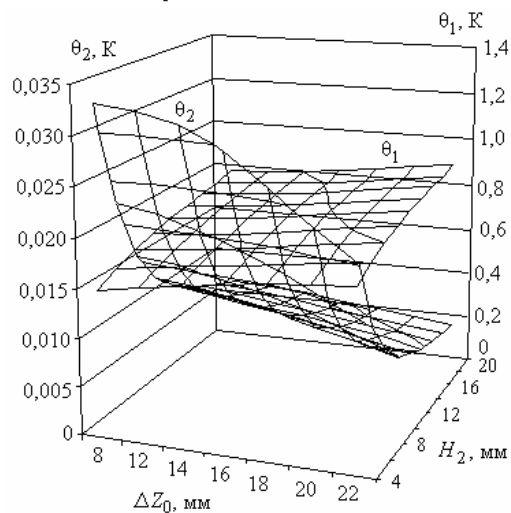
Изменение высоты якоря H_2 существенно меняет тепловое состояние активных элементов ИИГС. Так, с увеличением высоты якоря нагрев индуктора θ_1 незначительно возрастает, а нагрев якоря θ_2 – сильно уменьшается (рис. 7,в).



а



б



в

Рис. 8

Таким образом, на основании полученных диаграмм можно выбрать расстояние между центральными плоскостями якоря и индуктора ΔZ_0 в момент начала возбуждения индуктора при различных значениях высоты якоря H_2 , начальной скорости V_0 , и параметрах ЕНЭ, при которых обеспечиваются минимальные значения скорости V_m якоря и подвижного объекта, высоты подскока якоря h и превышений температуры $\theta_k = T_k - T_0$ активных элементов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Обоснована концепция индукционно-импульсного гасителя скорости подвижного объекта, на внешней поверхности которого закреплен электропроводящий цилиндрический якорь, проходящего через внутреннее отверстие неподвижного индуктора.

Разработана математическая модель гасителя скорости, учитывающая комплекс взаимосвязанных электрических, магнитных, механических и тепловых процессов.

Показано, что при неправильном выборе параметров ИИГС, вертикально падающий подвижный объект может недостаточно снизить скорость или приобрести противоположно направленную скорость значительной величины.

Показано, что путем выбора расстояния между центральными плоскостями якоря и индуктора в момент начала возбуждения индуктора можно обеспечить минимальные значения скорости якоря и подвижного объекта, высоты подбрасывания якоря и превышений температуры активных элементов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Магнитно-импульсная обработка материалов. Пути совершенствования и развития: Труды междунар. науч.-техн. конф. МИОМ-2007. – Самара, 18-19 сентября 2007. – Самара: СГАУ, 2007. – 280 с.
2. Field J.E.. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies// Int. J. Imp. Eng. – Vol. 30, 2004. – P. 725-775.
3. Измерение силы тяжести / Под ред. Ю.Д. Буланже. – М.: Наука, 1981. – 96 с.
4. Левин Д.М., Кутепов В.С., Антонов В.Ф. Статистический анализ погрешностей гравиметрических измерений // Измерительная техника. – 1997. – № 7. – С. 3-5.
5. <http://tiu.ru/Gasiteli.html>.
6. <http://www.pulsations-dampfer.com>.
7. Болух В.Ф. Электродинамические процессы в линейном импульсно-индукционном двигателе с подвижной криореактивной обмоткой возбуждения // Электротехника. – 1999. – № 2. – С. 3-10.
8. Болух В.Ф., Марков А.М., Лучук В.Ф., Щукин И.С. Энергетические процессы и эффективность индукционно-динамического преобразователя ударного действия // Электротехніка і електромеханіка. – 2009. – № 2. – С. 9-14.

9. Болух В.Ф., Марков А.М., Лучук В.Ф., Щукин И.С. Синтез параметров высокоэффективного электромеханического преобразователя ударного действия // Технічна електродинаміка. Тем. випуск: Проблеми сучасної електротехніки. – 2008. – Ч. 2. – С. 63-68.

Bibliography (transliterated): 1. Magnitno-impul'snaya obrabotka materialov. Puti sovershenstvovaniya i razvitiya: Trudy mezhdun. nauch.-tehn. konf. MIOM-2007. - Samara, 18-19 sentyabrya 2007. - Samara: SGAU, 2007. - 280 s. 2. Field J.E.. Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies// Int. J. Imp. Eng. - Vol. 30, 2004. - P. 725-775. 3. Izmerenie sily tyazhesti / Pod red. Yu.D. Bulanzhe. - M.: Nauka, 1981. - 96 s. 4. Levin D.M., Kutepov V.S., Antonov V.F. Statisticheskij analiz pogreshnostej gravimetricheskikh izmerenij // Izmeritel'naya tehnika. - 1997. - № 7. - S. 3-5. 5. <http://tiu.ru/Gasiteli.html>. 6. <http://www.pulsations-dampfer.com>. 7. Bolyuh V.F. `Elektrodinamicheskie processy v linejnem impul'sno-indukcionnom dvigatele s podvizhnoj kriorezistivnoj obmotkoj vzbuzhdeniya // `Elektrotehnika. - 1999. - № 2. - S. 3-10. 8. Bolyuh V.F., Markov A.M., Luchuk V.F., Schukin I.S. `Energeticheskie processy i `effektivnost' indukcionno-dinamicheskogo preobrazovatelya udarnogo dejstviya // Elektrotehnika i elektromehanika. - 2009. - № 2. - S. 9-14. 9. Bolyuh V.F., Markov A.M., Luchuk V.F., Schukin I.S. Sintez parametrov vysokoeffektivnogo elektromehaničeskogo preobrazovatelya udarnogo dejstviya // Tehnichna elektrodinamika. Tem. vipusk: Problemi sучasnoї elektrotehniki. - 2008. - Ch. 2. - S. 63-68.

Поступила 20.11.2011

*Болух Владимир Федорович, д.т.н., проф.
Щукин Игорь Сергеевич, к.т.н., доц.*
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
ООО Фирма "ТЭТРА Ltd",
61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
тел. (057) 7076427
e-mail: bolukh@kpi.kharkov.ua, tech@tetra.kharkiv.com

Bolyukh V.F., Schukin I.S.

Induction pulse damping of mobile object velocity.

The authors introduce a concept and a developed mathematical model of an induction pulse moving-object velocity damper with the object, on the outer surface of which a conductive cylindrical armature is fixed, passing through the inner hole of a fixed inductor. By choosing the distance between the axial center plane of the armature and that of the inductor at the beginning of the inductor excitation, minimum values of the armature and the moving object velocity, the armature bounce height, and active elements overtemperature can be supported.

Key words – induction pulse velocity damper, concept, mathematical model, parameters.

ВИЗНАЧЕННЯ КАРТИНИ ПОЛЯ ОБМОТОК ВИСОКОВОЛЬТНОГО ТРАНСФОРМАТОРА НАПРУГИ

Розглянуто модель кругового витка зі струмом на циліндричному магнітному осерді. Одержані безпосередні вирази для визначення вісьової та радіальної складової напруженості магнітного поля кругового витка зі струмом.

Рассмотрена модель кругового витка с током на цилиндрическом магнитном сердечнике. Получены непосредственные выражения для определения осевой и радиальной составляющих напряженности магнитного поля кругового витка с током.

ВСТУП

На даний час визначення картини магнітного поля обмоток високовольтного трансформатора напруги обмежуються розрахунками за наближеними формулами або спрощеними оцінками, проте існує можливість суттєвого уточнення таких розрахунків для трансформаторів, обмотки яких розташовані на циліндричному осерді. Циліндричні обмотки високовольтного трансформатора напруги можна представити як сукупність кругових витків зі струмом, для кожного з яких можливо розраховувати картину магнітного поля.

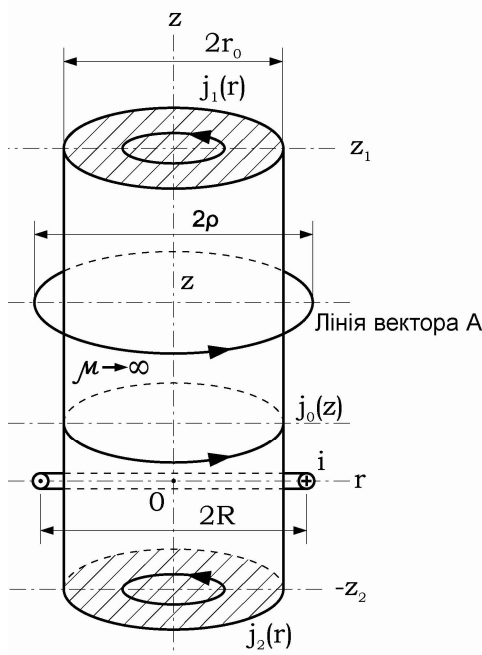


Рис. 1. Геометричні співвідношення елементів

ПОСТАНОВКА ТА ВИРІШЕННЯ ЗАДАЧІ

Постановка задачі, що розглядається, має наступний вид. Нехай в площині $z = 0$ віссиметричної системи координат $r - O - z$ знаходиться круговий контур діаметром $2R$ зі струмом i .

Магнітне осердя діаметром $2r_0$ лінійним розміром $l_0 = z_1 + |z_2|$ виконане з феромагнетика, магнітну проникність якого можна вважати такою, що наближається до нескінченності $\mu \rightarrow \infty$. Дане положення ґрунтується на тому, що її значення, наприклад, для електротехнічної сталі, в сотні та тисячі разів перевищує проникність вакууму $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м [1].

В зв'язку з цим можна вважати [2], що магнітна індукція на поверхні феромагнітного стрижня завжди буде направленою нормально до поверхні. Тобто, для "торців" стрижня буде дійсною умова

$$B_r(r)_{z=z_1} = 0; B_r(r)_{z=-z_2} = 0. \quad (1)$$

Для бокової поверхні феромагнітного стрижня маємо

$$B_z(z)_{r=r_0} = 0. \quad (2)$$

За методом Г.А. Грінберга [3] картину магнітного поля в даній задачі можна розрахувати, якщо ввести у розгляд поверхневі циркулюючі струми в площинах осердя $z = z_1$; $z = -z_2$ та у боковій поверхні $r = r_0$ з густиною

$$j_1(r); j_2(r); j_0(z). \quad (3)$$

Магнітне поле первинного кругового витка зі струмом i може бути визначене за допомогою векторного потенціалу A (його проєкції) на коло діаметром 2ρ з координатою z [2]

$$A_\phi = \frac{\mu \cdot i}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{R}{\rho}} \cdot f(k), \quad (4)$$

де μ – магнітна проникність середовища (вважаємо $\mu = \mu_0$), а функція

$$f(k) = \left(\frac{2}{k} - k \right) K - \frac{2}{k} E, \quad (5)$$

де $K(k)$, $E(k)$ – відповідні еліптичні інтеграли I та II роду при значенні

$$k = \sqrt{\frac{4R\rho}{z^2 + (R+\rho)^2}}. \quad (6)$$

Надалі слід враховувати, що в заданому випадку задачі, що розглядається,

$$A(\rho, z) = A_\phi + A_0 + A_1 + A_2, \quad (7)$$

де A_0 ; A_1 ; A_2 – відповідні проєкції векторних потенціалів циркулюючих струмів.

З урахуванням того, що струми $j_1(r)$; $j_2(r)$; $j_0(z)$ є розподіленими, відповідні вирази проєкцій векторних потенціалів будуть мати вигляд

$$A_1 = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \int_0^{r_0} f(r) \cdot \sqrt{\frac{r}{\rho}} \cdot j_1(r) \cdot dr, \quad (8)$$

$$A_2 = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \int_0^{r_0} f(r) \cdot \sqrt{\frac{r}{\rho}} \cdot j_2(r) \cdot dr, \quad (9)$$

$$A_0 = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \int_{-z_2}^{z_1} f(z) \cdot \sqrt{\frac{r_0}{\rho}} \cdot j_0(z) \cdot dz. \quad (10)$$

Поставлена задача розрахунку магнітного поля кругового витка зі струмом вирішується шляхом визначення складових H_z та H_ρ (вісьової та радіальної) напруженостей магнітного поля як похідних від відповідних складових векторного магнітного потенціалу A , який, в свою чергу, є функцією параметрів витка зі струмом та еліптичних інтегралів I та II роду.

Знаходження функцій $j_1(r)$, $j_2(r)$, $j_0(z)$ можливе [4] при застосуванні для цього методу інтегральних рівнянь [5], згідно якого значення j_1, j_2, j_0 визначаються в наперед заданих, відповідно, $1, 2, \dots, m$; $1, 2, \dots, n$; $1, 2, \dots, q$ – точках в перерізах $z = z_i$; $z = -z_2$ та на циліндричній поверхні $r = r_0$ при виконанні граничних умов (1), (2). Задля цього вирішується система лінійних алгебраїчних рівнянь порядку $m + n + q$.

Проте, більш ефективним для вирішення поставленої задачі розрахунку магнітного поля буде застосування безпосереднього зв'язку кругового витка струму зі складовими напруженості (або індукції) поля.

В роботі вперше одержані безпосередні вирази відповідних складових напруженості магнітного поля для кругового витка зі струмом, які мають вигляд:

$$H_\rho = \frac{i \cdot R \cdot z}{\pi \cdot (z^2 + (R + \rho)^2)^{3/2}} \cdot \left(\frac{E}{1 - k^2} \cdot \left(\frac{2}{k^2} - 1 \right) - \frac{2}{k^2} \cdot K \right), \quad (11)$$

$$H_z = \frac{i \cdot k}{8 \cdot \pi \cdot \rho \cdot \sqrt{R \cdot \rho}} \cdot \left(2 \cdot \rho \cdot K + \frac{E \cdot (k^2 \cdot (R + \rho) - 2 \cdot \rho)}{1 - k^2} \right), \quad (12)$$

де i – струм кругового витка, А; z – координата точки в просторі відносно вісі Oz , м; R – радіус кругового витка, м; ρ – координати точки в просторі відносно вісі Or , м; K, E – відповідні еліптичні інтеграли.

Використання одержаних виразів (11, 12) дозволяє спростити вирішення задачі визначення картини поля обмоток високовольтного трансформатора напруги.

ПЕРЕВІРКА ОДЕРЖАНИХ ВИРАЗІВ

Перевірка одержаних виразів (11, 12) проводилась шляхом побудови відповідних графічних залежностей напруженості магнітного поля кругового витка зі струмом поблизу характерних точок, а також, шляхом порівняння значень напруженості магнітного поля кругового витка значного радіусу зі струмом з напруженістю магнітного поля для нескінченного прямолінійного провідника зі струмом та з напруженістю магнітного поля на вісі кругового витка зі струмом за відомою [2] формулою:

$$H_z(z) = \frac{i}{2} \cdot \frac{R^2}{(R^2 + z^2)^{3/2}}, \quad (13)$$

де i – струм у витку, А; R – радіус витка, м; z – відстань по вісі z від площини витка.

Відповідні результати наведені на рис. 2-6 та у табл. 1, 2.

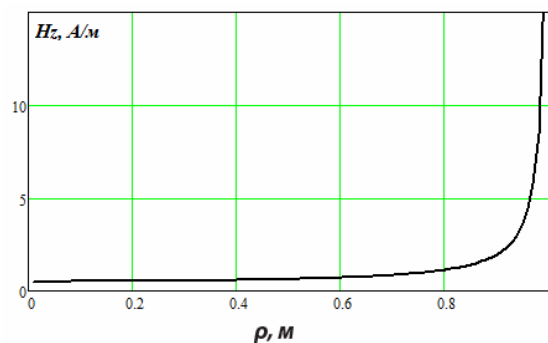


Рис. 2. Графік z -складової напруженості магнітного поля кругового витка радіусом $R = 1$ м зі струмом 1 А при зміні ρ -координати від 0 до 1 м та при $z = 0$

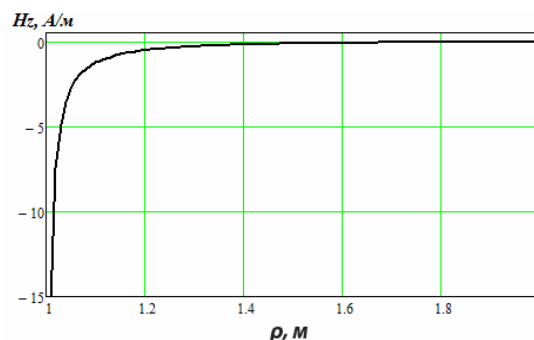


Рис. 3. Графік z -складової напруженості магнітного поля кругового витка радіусом $R = 1$ м зі струмом 1 А при зміні ρ -координати від 1 до 2 м та при $z = 0$

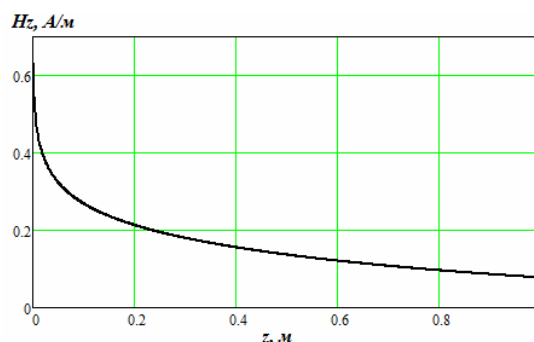


Рис. 4. Графік z -складової напруженості магнітного поля кругового витка радіусом $R = 1$ м зі струмом 1 А при зміні z -координати від 0 до 1 м та при $\rho = 1$

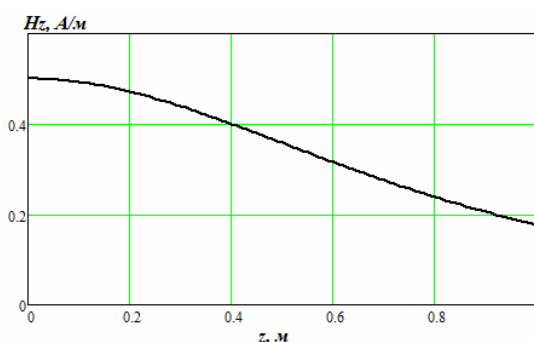


Рис. 5. Графік z -складової напруженості магнітного поля кругового витка радіусом $R = 1$ м зі струмом 1 А при зміні z -координати від 0 до 1 м та при $\rho = 0$

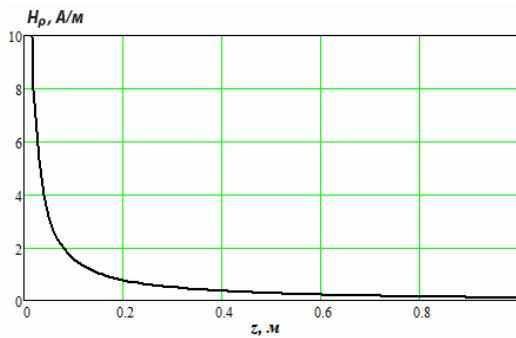


Рис. 6. Графік ρ -складової напруженості магнітного поля кругового витка радіусом $R = 1$ м зі струмом 1 А при зміні z -координати від 0 до 1 м та при $\rho = 1$

Таблиця 1

Порівняння значень напруженості магнітного поля кругового витка зі струмом H_z зі значеннями напруженості магнітного поля одиночного прямолінійного провідника зі струмом $H_{\Sigma M}$

N	ρ , м	z , м	H_z , [А/м]	$H_{\Sigma M}$, [А/м]
1	9,99	0	15,98705	15,91549
2	10,01	0	15,84402	
3	10	0,01	15,91556	

Таблиця 2

Порівняння одержаних розрахунків z -складової напруженості магнітного поля H_{Oz} на вісі кругового витка зі струмом для відомої формули (13) та z -складової напруженості магнітного поля H_z з одержаного аналітичного виразу (12), в якому значення ρ приймається рівним 0,00001 м

Одержані значення	Значення при відповідній координаті z , що дорівнює, м			
	0	0,5	1	1,5
H_{Oz} , А/м	0,5	0,357770876	0,176776695	0,085338492
H_z , А/м	0,499999966	0,357770567	0,176777211	0,085337982

ВИСНОВОК

Результати проведених розрахунків та їх співставлення з відомими аналітичними виразами дозволяють зробити наступні висновки:

1. Одержані аналітичні вирази (11, 12) придатні для визначення напруженості магнітного поля кругового витка зі струмом для будь-якої точки простору.

2. Визначення картини магнітного поля циліндричних обмоток високовольтних трансформаторів напруги може базуватись на розрахунках картини магнітного поля окремих витків або груп витків обмоток.

3. Застосування запропонованого підходу для високовольтних трансформаторів напруги дозволить уточнити розрахунки їх параметрів на стадії проектування та випробувань.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

- ГОСТ 12119. Сталь электротехническая. Методы определения магнитных и электрических свойств.
- Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники: В 2-х т. Учебник для вузов. Том 2. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
- Гринберг Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. – М.: Изд-во АН СССР, 1948. – 727 с.
- Бржезицкий В.О., Гаран Я.О., Десятов О.М. До розрахунку магнітного поля кругового контуру зі струмом з урахуванням феромагнітного осердя. // Доповіді за матеріалами Міжнародн. наук.-техн. конф. молодих вчених, аспірантів і студентів "Сучасні проблеми електроенергетехніки та автоматики". – Київ: "Політехніка", 2009. – 453 с. (с. 283-285).
- Бржезицкий В. А. Прецизионные масштабные измерительные преобразователи высокого напряжения переменного тока / Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. – КПИ: Киев, 1992. – 513 с.

Bibliography (transliterated): 1. GOST 12119. Stal' `elektrotehnicheskaya. Metody opredeleniya magnitnyh i `elektricheskikh svojstv. 2. Nejman L.R., Demirchyan K.S. Teoreticheskie osnovy `elektrotehniki: V 2-h t. Uchebnik dlya vuzov. Tom 2. - 3-e izd., pererab. i dop. - L.: `Energoizdat, 1981. - 416 s. 3. Grinberg G.A. Izbrannye voprosy matematicheskoy teorii `elektricheskikh i magnitnyh yavlenij. - M.: Izd-vo AN SSSR, 1948. - 727 s. 4. Brzhezickij V.O., Garan Ya.O., Desyatov O.M. Do rozrahunku magnitnogo polya krugovogo konturu zi strumom z urahuvannyam feromagnitnogo oserdya. // Dopovidi za materialami Mizhnarodn. nauk.-tehn. konf. molodih vchenih, aspirantiv i studentiv "Suchasni problemi elektroenergotehniky ta avtomatiki". - Kii'v: "Politehnika", 2009. - 453 s. (s. 283-285). 5. Brzhezickij V. A. Precizionnye masshtabnye izmeritel'nye preobrazovateli vysokogo napryazheniya peremennogo toka / Dissertaciya na soiskanie uchenoj stepeni doktora tehniceskikh nauk. - KPI: Kiev, 1992. - 513 s.

Надійшла 23.01.2012

Бржезицкий Владимир Александрович, д.т.н., проф.

Гаран Ярослав Александрович

Национальный технический университет Украины

"Київський політехнічний інститут"

факультет електроенергетехніки та автоматики

кафедра техніки і електрофізики високих напруг

Київ, пр. Перемоги, 37

тел.: (044) 4068235, e-mail: brzhezitsky@mail.ru

e-mail: garan@ua.fm.

Brzhezitsky V.A., Garan J.A.

Determination of a high-voltage transformer winding field.

A formula for determination of circular single-turn coil generated magnetic intensity at any point is derived to allow calculating magnetic field of transformers cylindrical windings.

Key words – magnetic field, circular coil with current, vector potential.

АМПЛИТУДНО-ЧАСТОТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ АВТОКОЛЕБАНИЙ В ЦЕПИ С ЛАЗЕРНО-ДУГОВЫМ РАЗРЯДОМ

Досліджено амплітудно-частотні характеристики автоколивань струму лазерно-дугового розряду в колі з інерційним зворотним зв'язком. Встановлено, що зміною інерційності кола зворотного зв'язку можна одержати як автоколивання близькі до гармонічних, так і релаксаційні. Визначені діапазони зміни амплітуд і частот автоколивань. Дано рекомендації по застосуванню автоколивальних режимів при розробці нових технологій.

Исследованы амплитудно-частотные характеристики автоколебаний тока лазерно-дугового разряда в цепи с инерционной обратной связью. Установлено, что изменением инерционности цепи обратной связи можно получать как автоколебания близкие к гармоническим, так и релаксационные автоколебания. Определены диапазоны изменения амплитуд и частот автоколебаний. Даны рекомендации по применению автоколебательных режимов при разработке новых технологий.

ВВЕДЕНИЕ

Комбинированные лазерно-дуговые процессы и технологии, в частности, сварка и обработка материалов [1-3] обеспечивают значительное увеличение производительности изготовления изделий, а также повышение их качества. Синергетический эффект при воздействии лазерного пучка и электрической дуги на обрабатываемую поверхность позволяет получить новые типы изделий, соединений и конструкций, которые невозможно осуществить с помощью лазера и электрической дуги в отдельности. Именно поэтому в последние десятилетия эти процессы привлекают пристальное внимание ученых всего мира.

Авторами были разработаны принципы построения специализированных источников питания лазерно-дугового разряда [4], т.к. применение обычного сварочного оборудования, в частности, источники питания электрической дуги не всегда экономически оправдано.

Решение этой задачи базировалось на анализе электрических цепей с сосредоточенными параметрами, в состав которых входит лазерно-дуговой разряд, как элемент цепи. Для этого авторами было проведено исследование статических вольтамперных характеристик этого разряда [5].

Было обнаружено, что в исследуемой системе могут возникать автоколебания тока лазерно-дугового разряда. Это является нежелательным явлением для существующих сварочных технологий. Был поставлен вопрос, а нельзя ли использовать автоколебания при разработке новых технологий. Тем более что дуговая сварка модулированным током и импульсно-дуговая сварка имеют неоспоримые технологические преимущества перед обычным дуговым сварочным процессом.

Настоящая работа посвящена исследованию свойств автоколебаний тока лазерно-дугового разряда, в частности, его амплитудно-частотных характеристик, знание которых может стать в дальнейшем научной основой новых комбинированных лазерно-дуговых процессов и технологий.

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ЦЕПЬ С ЛАЗЕРНО-ДУГОВЫМ РАЗРЯДОМ И ИНЕРЦИОННОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ ПО ТОКУ

В работе [4] показано, что в цепи, изображенной на рис. 1 возможно возникновение автоколебаний. На ее исследовании мы и остановимся. Единственной отличительной особенностью от ранее рассмотренной цепи будет наличие регулируемой инерционности цепи обратной связи (условно показано для конденсатора C). Именно зависимостью амплитудно-частотных характеристик от этой инерционности нас интересовала в первую очередь.

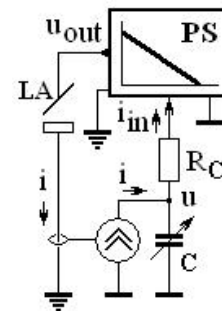


Рис. 1. Электрическая цепь с лазерно-дуговым разрядом LA и инерционной обратной связью, в которой наблюдаются автоколебания: PS – силовая часть источника питания

Рассмотрим источник питания PS с линейно падающей (для определенности) внешней характеристикой. Для упрощения не будем задаваться вопросом, как формируется эта характеристика. Источник питания представляет собой источник напряжения управляемый ток, у которого выходное напряжение u_{out} зависит от входного тока i_{in} следующим образом:

$$u_{out} = E - Ri_{in}, \quad (1)$$

где R – параметр, характеризующий наклон внешней характеристики, E – напряжение холостого хода источника

Инерционная обратная связь по току моделировалась с помощью RC -цепи. Тогда ток лазерно-дугового разряда i (он же ток обратной связи) разветвляется на ток конденсатора C и ток резистора R_C

$$i = \frac{u}{R_C} + C \frac{du}{dt}. \quad (2)$$

С учетом того, что ток резистора является управляющим входным током источника питания, имеем выражение

$$\frac{U(i_0)}{i_0} i = E - R \frac{u}{R_c}, \quad (3)$$

из которого можно найти значение тока i . Левая часть этого выражения представляет собой падение напряжения на лазерно-дуговом разряде LA .

Как было показано в работе [6] обобщенная математическая модель динамической дуги наиболее адекватно описывает динамику электрической дуги как элемента электрической цепи. Она учитывает не только нелинейность статической вольтамперной характеристики (ВАХ), но и термическую инерционность столба дуги. Именно термические процессы и в первую очередь процесс ионизации-деионизации влияет на проводимость плазмы столба дуги. В работах [7, 8] было показано, что обобщенную математическую модель динамической дуги можно применять для описания динамики лазерно-дугового разряда. При этом необходимо вместо статической вольтамперной характеристики дуги использовать статическую вольтамперную характеристику лазерно-дугового разряда $U(i)$. В наших исследованиях мы использовали степенную аппроксимацию статической вольтамперной характеристики

$$U(i) = U_0 \cdot \left(\frac{i}{I_0} \right)^n. \quad (4)$$

Здесь U_0 и I_0 координаты одной из точек степенной аппроксимации статической ВАХ лазерно-дугового разряда. При отрицательных значениях показателя степени n в формуле (4) такая аппроксимация вполне допустима на начальном участке ВАХ [5] (в расчетах, результаты которых представлены ниже, принимали значение $n = -1/3$).

Математическая модель динамической дуги оперирует с дополнительной переменной – током состояния i_0 [6], которая связана с током i следующим соотношением

$$\theta \frac{di_0^2}{dt} + i_0^2 = i^2, \quad (5)$$

где θ – постоянная времени лазерно-дугового разряда.

Каноническая безразмерная система дифференциальных уравнений для исследования динамики цепи имеет вид

$$\begin{cases} \frac{dy}{d\tau} = \frac{1}{\Theta} \left[(1 + R - Ry) z^{\frac{1-n}{2}} - y \right]; \\ \frac{dz}{d\tau} = \left[(1 + R - Ry)^2 z^{-n} - 1 \right] z. \end{cases} \quad (6)$$

При приведении к безразмерному виду в качестве масштабов были выбраны: напряжение – U_0 , ток – I_0 , время – θ , сопротивление – U_0 / I_0 .

Безразмерная переменная y имеет вид

$$y = \frac{u}{U_0 R_c}. \quad (7)$$

Поскольку параметры цепи обратной связи R_c и C входят только в виде произведения

$$\frac{R_c C}{\theta} = \Theta, \quad (8)$$

использовали его как один параметр, который характеризует инерционность.

Не проводя анализ всех особых точек системы (6), сделаем это только для особой точки с координатами $(1 \ 1)^T$, которая соответствует режиму горения разряда на постоянном токе.

Матрица Якоби линеаризованной в окрестности особой точки системы (6) имеет вид

$$J = \begin{bmatrix} -\frac{1+R}{\Theta} & \frac{1-n}{2\Theta} \\ -2R & -n \end{bmatrix}, \quad (9)$$

а характеристическое уравнение представляет собой полином второй степени

$$\Theta \lambda^2 + (1 + R + \Theta n) \lambda + (R + n) = 0. \quad (10)$$

Собственные значения, определяемые характеристическим уравнением (10), могут быть весьма разнообразны. При малой инерционности цепи обратной связи Θ собственные значения действительные и отрицательные, а особая точка является устойчивым узлом. При большой инерционности цепи обратной связи Θ собственные значения действительные и положительные, а особая точка является неустойчивым узлом. Для промежуточных значений инерционности Θ собственные значения комплексные, действительная часть которых сначала отрицательная (особая точка – устойчивый фокус), а затем становится положительной (особая точка – неустойчивый фокус), пересекая нулевой уровень. Как было показано в работе [4], пересечение собственными значениями нулевого уровня при значении параметра инерционности

$$\Theta_H = -\frac{1+R}{n}. \quad (11)$$

соответствует бифуркации Хопфа. Сказанное выше иллюстрирует рис. 2.

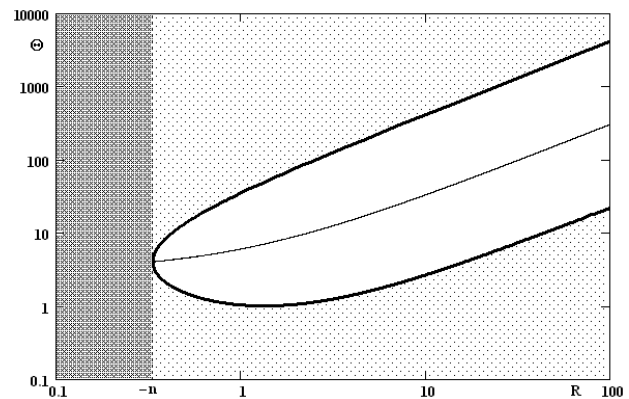


Рис. 2. Области различных типов собственных значений особой точки для цепи с лазерно-дуговым разрядом и обратной связью по току в плоскости (R, Θ) . Штрихованная область – особая точка – узел; незаштрихованная область – особая точка – фокус; затемненная область – особая точка – седло. Жирная кривая – кратность собственных значений; тонкая кривая – собственные значения чисто мнимые (бифуркация Хопфа)

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ЦЕПИ С ЛАЗЕРНО-ДУГОВЫМ РАЗРЯДОМ И ИНЕРЦИОННОЙ ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ

Численный анализ подтверждает, что в цепи с лазерно-дуговым разрядом и инерционной обратной связью (рис. 1), возникают автоколебания (во всех примерах ниже $R = 3$). Как видно из рис. 3, с увеличением инерционности обратной связи Θ амплитуда предельного цикла растет, особенно, увеличивается амплитуда колебаний тока лазерно-дугового разряда.

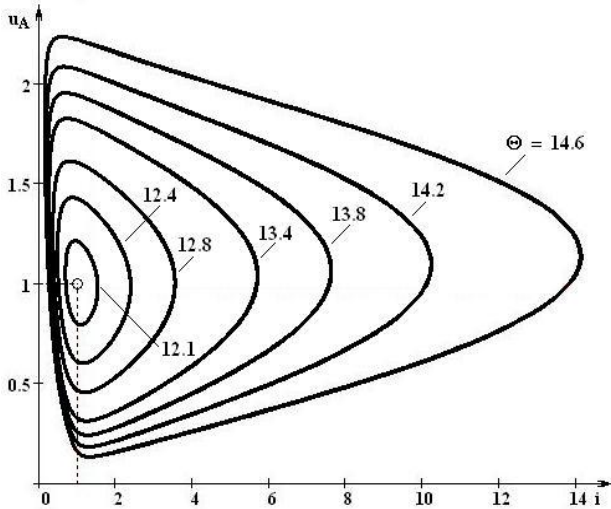


Рис. 3. Фазовые портреты в виде предельных циклов в зависимости от инерционности обратной связи Θ

Временные зависимости (рис. 4, 5) подтверждают это. Кроме того, они демонстрируют, при малых значениях разницы $\Theta - \Theta_H$ автоколебания мало отличаются от гармонических, а при больших – автоколебания становятся релаксационными.

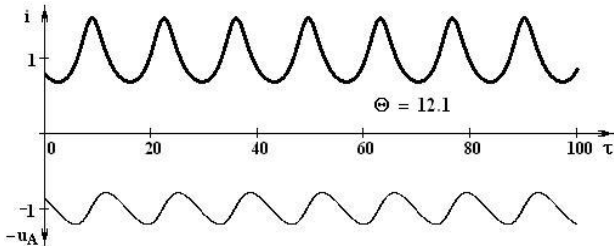


Рис. 4. Временные зависимости тока лазерно-дугового разряда i и падения напряжения на нем u_A при малых значениях разницы $\Theta - \Theta_H$.

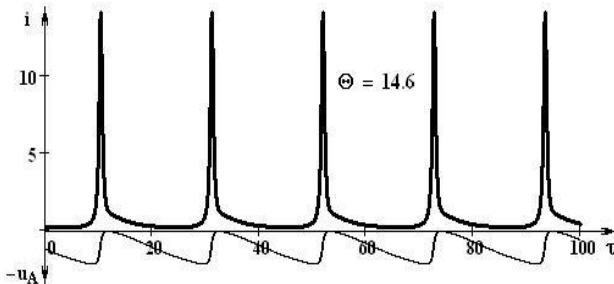


Рис. 5. Временные зависимости тока лазерно-дугового разряда i и падения напряжения на нем u_A при больших значениях разницы $\Theta - \Theta_H$

АМПЛИТУДНАЯ И ЧАСТОТНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКИ

При разработке новых технологий важно знать, в каких диапазонах изменяются амплитуда и частота автоколебаний тока лазерно-дугового разряда.

Из аналитических оценок было определено, что при бифуркации Хопфа, т.е. при значении параметра $\Theta = \Theta_H = 12$ амплитуда колебаний тока равна нулю $A_i = 0$, а частота

$$f_H = \frac{1}{2\pi} \sqrt{-n \frac{R+n}{1+R}}. \quad (12)$$

Эти значения использовались при численных расчетах в качестве проверочных.

На рис.6 и 7 представлены зависимости амплитуды и частоты автоколебаний тока лазерно-дугового разряда. Из рис.6 видно, что амплитуда автоколебаний тока при увеличении инерционности Θ цепи обратной связи возрастает. Причем после определенного значения возрастание становится асимптотическим, а амплитуда стремится к бесконечности. Спад частоты автоколебаний тока при увеличении инерционности Θ цепи обратной связи происходит по линейному закону. Лишь при больших значениях Θ частота асимптотически стремится к нулю.

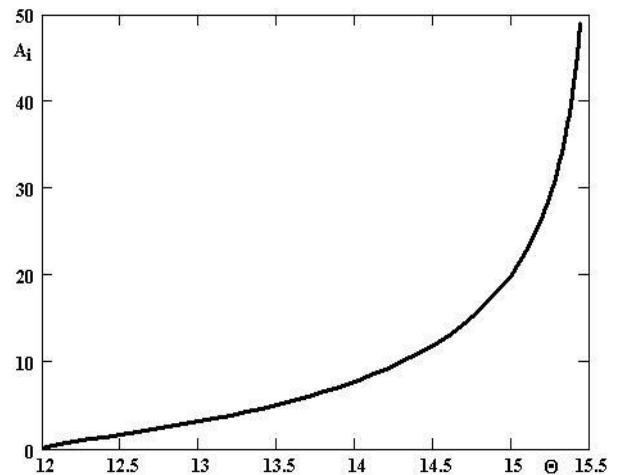


Рис. 6. Амплитудная характеристика автоколебаний тока лазерно-дугового разряда

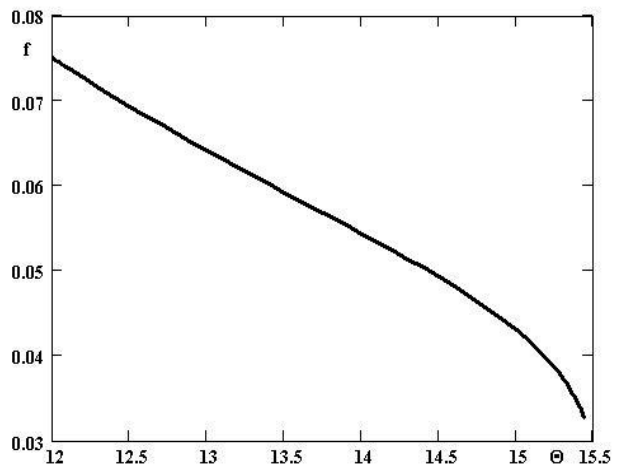


Рис. 7. Частотная характеристика автоколебаний тока лазерно-дугового разряда

Если принять во внимание, что постоянная времени лазерно-дугового разряда $\theta = 2$ мс, то диапазон частот автоколебаний составляет 15-38 Гц.

Амплитудно-частотная характеристика автоколебаний тока лазерно-дугового разряда, которая представлена на рис. 8, показывает, что малым частотам автоколебаний соответствует большие амплитуды. Такой режим перспективно применять при разработке технологий аналогичных импульсно-дуговой сварке, где требуется воздействие кратковременных импульсов большой амплитуды с низкой частотой.

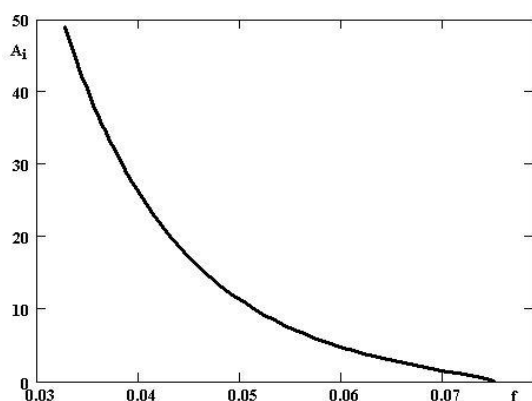


Рис. 8. Амплитудно-частотная характеристика автоколебаний тока лазерно-дугового разряда

Режимы с более высокой частотой и меньшей амплитудой могут стать основой технологий подобных сварке модулированным током.

ВЫВОДЫ

1. Применение математической модели динамической дуги позволяет получить амплитудно-частотные характеристики автоколебаний тока лазерно-дугового разряда в цепи с инерционной обратной связью и проанализировать их.

2. Изменением инерционности цепи обратной связи можно получать как автоколебания близкие к гармоническим, та и релаксационные, без использования силовых ключей в источнике питания.

3. Полученные режимы автоколебаний можно использовать при разработке новых лазерно-дуговых технологий подобных импульсно-дуговой сварке и сварке модулированным током.

ПОДДЕРЖКА НАУЧНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Научные исследования, результаты которых изложены выше, проведены при финансовой поддержке "Державного фонду фундаментальних досліджень України" в рамках совместного украинско-российского проекта ДФФД-РФФИ-2011 (грант Ф40.7/047).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лазерно-дуговая сварка металлов / В.В. Башенко, С.Г. Горный, В.А. Лопота и др. – Л.: Изд-во ЛДНТП, 1988. – 22 с.
2. Laser-arc discharge: Theory and applications / V.S. Gvozdetzky, I.V. Krivtsun, M.I. Chizhenko, et al. // Welding and Surfacing Rev. – Harwood Academic Publ., 1995. – Vol. 3. –148 P.

3. Сом А.И., Кривцун И.В. Лазер + плазма: поиск новых возможностей в наплавке // Автоматическая сварка. – 2000. – № 12. – С. 36-41.

4. Bushma A.I., Sydorets V.N. Feedbacks Impact on the Work Stability of Laser-Arc Discharge Power Source // Технічна електродинаміка: Тем. випуск. Силова електроніка та енергоефективність. Ч.1. – К.: ІЕД НАНУ, 2011. – С. 260-263.

5. Бушма А.И., Сидорец В.Н. Квазистатические вольтамперные характеристики комбинированного лазерно-дугового разряда // Технічна електродинаміка. Тематичний випуск "Силова електроніка та енергоефективність". – 2010. – Ч.1. – С. 201-204.

6. Пентегов И.В., Сидорец В.Н. Энергетические параметры в математической модели динамической сварочной дуги // Автоматическая сварка. – 1988. – № 11. – С. 36-40.

7. Бушма А.И. Применение опыта моделирования дуг отключения в электрических сетях к комбинированному лазерно-дуговому разряду // Вестник ЧДТУ. – 2011. – №1 (47). – С. 82-86.

8. Bushma A.I. Common Approach to Modeling the Arc Blown by Gas and Combined Laser-Arc Discharge // Технічна електродинаміка: Тем. випуск. Силова електроніка та енергоефективність. Ч.2. – К.: ІЕД НАНУ, 2011. – С. 234-237.

- Bibliography (transliterated):** 1. Lazerno-dugovaya svarka metallov / V.V. Bashenko, S.G. Gornyy, V.A. Lopota i dr. - L.: Izd-vo LDNTP, 1988. - 22 s. 2. Laser-arc discharge: Theory and applications / V.S. Gvozdetzky, I.V. Krivtsun, M.I. Chizhenko, et al. // Welding and Surfacing Rev. - Harwood Academic Publ., 1995. - Vol. 3. -148 P. 3. Som A.I., Krivcun I.V. Lazer + plazma: poisk novykh vozmozhnostej v naplavke // Avtomaticheskaya svarka. - 2000. - № 12. - S. 36-41. 4. Bushma A.I., Sydorets V.N. Feedbacks Impact on the Work Stability of Laser-Arc Discharge Power Source // Tehnichna elektrodinamika: Tem. випуск. Silova elektronika ta energoefektivnist'. Ch.1. - K.: IED NANU, 2011. - S. 260-263. 5. Bushma A.I., Sidorec V.N. Kvizistaticheskie vol'tampernye harakteristiki kombinirovannogo lazerno-dugovogo razryada // Tehnichna elektrodinamika. Tematichnij випуск "Silova elektronika ta energoefektivnist'". - 2010. - Ch.1. - S. 201-204. 6. Pentegov I.V., Sidorec V.N. `Energeticheskie parametry v matematicheskoy modeli dinamicheskoy svarochnoj dugi // Avtomaticheskaya svarka. - 1988. - № 11. - S. 36-40. 7. Bushma A.I. Primenenie opyta modelirovaniya dug otlyucheniya v `elektricheskikh setyah k kombinirovannomu lazerno-dugovomu razryadu // Vestnik ChDTU. - 2011. - №1 (47). - S. 82-86. 8. Bushma A.I. Common Approach to Modeling the Arc Blown by Gas and Combined Laser-Arc Discharge // Tehnichna elektrodinamika: Tem. випуск. Silova elektronika ta energoefektivnist'. Ch.2. - K.: IED NANU, 2011. - S. 234-237.

Поступила 20.09.2011

Бушма Александр Иванович, к.т.н.,

Сидорец Владимир Николаевич, д.т.н., с.н.с., в.н.с.

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины
отдел физики газового разряда и техники плазмы
03680, Киев-150, ул. Боженко, 11
тел. (044) 205-23-49, e-mail: bush@itb-adv.kiev.ua

Bushma A.I., Sydorets V.N.

Amplitude-frequency characteristics of self-oscillations in a circuit with laser-arc discharge.

Amplitude-frequency characteristics of laser-arc discharge current in a circuit with inertial feedback has been investigated. It is revealed that change in feedback circuit inertia may result in both near-harmonic self-oscillations and relaxation self-oscillations. The self-oscillation magnitude and frequency ranges are specified. Recommendations on applying self-oscillation modes at new technologies development are given.

Key words – laser-arc discharge, self-oscillations, electric circuits, inertial feedback.

УНИВЕРСАЛЬНАЯ МЕТОДИКА И ЕЕ МЕСТО В ПРАКТИКЕ АНАЛИЗА МНОГОФАЗНЫХ ОБМОТОК

Розглянуті матеріали однієї з останніх публікацій, присвяченої розробці універсальної методики розрахунку обмоткових коефіцієнтів багатofазних обмоток і критичному аналізу ряду публікацій. Доведено, що алгоритм, покладений в основу методики, є широко відомий спосіб визначення геометричної суми векторів, а форма його представлення у статті характеризується рядом суттєвих недоліків.

Рассмотрены материалы одной из последних публикаций, посвященной разработке универсальной методики расчета обмоточных коэффициентов произвольных многофазных обмоток и критическому анализу ряда публикаций. Показано, что алгоритм, положенный в основу данной методики, представляет собой широко известный способ определения геометрической суммы векторов, а форма его представления в статье характеризуется рядом существенных недостатков.

В [1] опубликована статья, посвященная расчету обмоточных коэффициентов многофазных обмоток и критическому обзору некоторых публикаций.

Заголовок статьи не вполне раскрывает ее содержание, поскольку не ограничивается перечнем операций, выполненных в определенной последовательности, т. е. описанием способа или алгоритма расчета обмоточных коэффициентов. Помимо алгоритма, уже неоднократно изложенного в ранее опубликованных работах автора [2, 3], статья содержит несколько принципиальных предложений, предполагающих радикальное изменение методологии исследования свойств многофазных обмоток. Это подтверждается и примерами применения указанного алгоритма к оценке ряда обмоток и заключительным выводом о его актуальности и необходимости повсеместного применения. Сам факт неоднократных публикаций на эту тему и заявление: "Розроблена універсальна методика розрахунку обмоткових коефіцієнтів для m -фазних обмоток будь якої складності..." свидетельствуют о претензиях автора на ее оригинальность.

Заявка на столь высокий уровень изложенного материала требует пристального внимания и публичного обсуждения. Поэтому в настоящей статье предпринята попытка анализа предложенных в [1] нововведений, как по существу, так и форме их представления.

Обосновывая актуальность изложенного в статье материала, автор заявляет, что при анализе обмоток с несплошными фазными зонами расчет обмоточных коэффициентов очень сложный, а "інколи взагалі неможливий з достатнім ступенем точності як, наприклад, у випадку необхідності векторного складування пазових ЕРС". Смысл последней фразы трудно уяснить, т.к. расчет обмоточных коэффициентов изначально базируется на векторном суммировании пазовых ЭДС, а это никогда и ни у кого не вызывало как затруднений, так и сомнений абсолютной точности результата выполнения этой операции.

Далее автор выступает с радикальным предложением отказаться от использования общепринятых понятий коэффициентов распределения k_{pv} , укорочения k_{ckv} и соединения k_{zv} для любых обмоток, число пазов на полюс и фазу q которых не является целым. В таких случаях, независимо от конструкции обмотки, предлагается рассчитывать обмоточный коэффи-

циент k_{obv} по распределению всех активных катушечных сторон (АКС). Как это скажется на трудоемкости процесса расчета обмоточных коэффициентов, например, при решении задачи выбора шага по пазам для двухслойных равнокатушечных обмоток автора особенно не интересует.

Автор [1] полагает, что для всесторонней оценки электромагнитных свойств любых многофазных обмоток вполне достаточно рассчитать обмоточные коэффициенты k_{obv} . Об этом свидетельствуют две незамысловатых рекомендации. "Обмотковий коефіцієнт для основної (першої) k_{ck1} 1 гармоніки ... намагаються одержати максимально можливим..." и "...намагаються спроектувати обмотку з як можна меншими значеннями обмоткових коефіцієнтами для вищих гармонік". Напомним, что порядки рабочих гармоник дробных обмоток отличаются от единицы и, кроме высших гармоник, такие обмотки продуцируют субгармоники, порядки которых меньше рабочей. Заметим также, что обобщающее утверждение "Обмоткові коефіцієнти для вищих гармонік визначають амплітуди магнітних полів вищих гармонік" никак не соответствует истине, например, применительно к явнополюсным синхронным генераторам.

Отличие алгоритма, приведенного в статье [1], от ранее опубликованных автором версий заключается в том, что здесь нахождение геометрической суммы ЭДС активных катушечных сторон выполнено с использованием отображения соответствующих полярных векторов на комплексной плоскости. Выполняется такое суммирование с применением комплексных чисел. Поскольку действительная и мнимая части комплекса суть проекции этого вектора на соответствующие оси, то чем же такой подход отличается от предыдущих версий? По существу ничем, т. к. во всех случаях проекции результирующего вектора ЭДС определяются как суммы проекций векторов пазовых ЭДС на взаимно перпендикулярные оси. Каким образом (в декартовой системе координат или на комплексной плоскости) отображаются полярные векторы уже не существенно.

Более того, указанный алгоритм достаточно давно известен и широко используется специалистами. Во второй половине прошлого столетия спроектированы и внедрены в промышленное производство де-

сятки модификаций электрических машин специального назначения с нетрадиционными обмотками. И если автор полагает, что до разработки им указанного алгоритма, расчет обмоточных коэффициентов таких обмоток подобным образом и никем не выполнялся, то он глубоко заблуждается. Просто излагать столь очевидные истины в научных статьях мало кому из специалистов приходило в голову. И все-таки на одну публикацию такого рода можно сослаться – алгоритм векторного суммирования пазовых ЭДС, причем с учетом неравенства чисел витков в катушках и в достаточно детальном изложении, приведен в статье [4].

Непосредственно перед описанием алгоритма автор статьи [1] сообщает, что *"використання універсальної методики для розрахунків суміщених обмоток..."* ранее уже обнародовано, поэтому основным отличием данной публикации следует считать форму нахождения геометрической суммы векторов и особенности применения данной операции для следующих типов обмоток: *"...дробових, несиметрично-дробових, з несучільними фазними зонами, з різним числом витків в катушках"*.

Алгоритм представлен в виде последовательности из семи формул и ряда комментариев.

Расчет предлагается производить для неопределенного числа гармоник, относительные порядки v гармоник, как это с некоторым трудом обнаруживается под символом \dot{E}_v в формуле (4), формируются в соответствие с выражением $v = 1, 2, 3, \dots$. В сочетании с заменой угла минимального сдвига в магнитном поле α_z углом сдвига в масштабе рабочей гармоники α_1 в формуле (2) это является *уже серьезной методологической ошибкой*, которая полностью исключает возможность корректного использования данного алгоритма при гармоническом анализе любых видов дробных обмоток.

В обозначениях пределов знаков Σ формулы (4) полная неразбериха. Что, например, означает предел $n=1, 2, \dots, n$ и соответствует ли последний символ n числу N активных сторон катушек в параллельной ветви фазы непонятно. Здесь же использованы нигде далее не расшифрованные обозначения: y_1, y_2, \dots, y_n , которые никакой полезной функции не выполняют, а только вносят дополнительную путаницу.

Претендуя на использование данного алгоритма для анализа несимметричных обмоток, автор по непонятной причине старательно избегает определения угловых координат результирующих векторов ЭДС фаз. Для этого уже в формуле (5) тригонометрическая форма отображения комплексных чисел заменяется алгебраической.

Очередная методологическая ошибка порождена комментариями особенностей применения алгоритма при анализе обмоток с параллельными ветвями в фазах. *"Якщо паралельні витки якимсь чином відрізняються"* автор полагает достаточным *"визначити ЕРС кожної паралельної витки для розглядуваних гармонік"* и затем рассчитать по (7) обмоточные коэффициенты. Конечно же, при отсутствии даже напоминания о возникающих в этом случае разностных ЭДС и способа определения их значений (в первую очередь по рабо-

чей гармонике) рассматривать такую ситуацию не имело смысла.

В случае применения предлагаемого алгоритма для анализа неравновитковых обмоток утверждается, что *"в формулу вектора ЕРС фази необхідно вводити як співмножник число витків катушок W_n "*. О необходимости корректировки формулы (7), в знаменателе которой сохраняется N (*" N – число активних сторін катушок паралельної витки фази"*), автор не информирует. Это гарантирует получение заведомо неверных значений обмоточных коэффициентов.

Особенности применения предложенного алгоритма к несимметричным обмоткам автор характеризует следующим образом. *"Якщо т-фазна обмотка несиметрична, то потрібно врахувати ЕРС основної гармоніки для всіх т фаз і упевнитись, що ЕРС трифазних обмоток зсунуті між собою на кут 120° ел., двофазних обмоток – на кут 90° ел."*

Что понимается под расчетом ЭДС для каждой из фаз, не поясняется. Согласно алгоритму по формуле (6) определяются только абсолютные величины результирующих ЭДС фаз. Поскольку расчет угловых координат указанных ЭДС алгоритмом не предусмотрен, то определить угловые сдвиги между ними пользователю будет затруднительно. Особенно для специалистов со средним техническим образованием.

Если же эта задача будет решена способом, выходящим за рамки рассматриваемого алгоритма, то в большинстве случаев убедиться в соответствии полученных результатов и рекомендованных цитируемым указанием значений не удастся, т. к. чаще всего амплитудная и угловая несимметрия проявляются совместно. Но автор, видимо, искренне полагает, что проявляться может только амплитудная несимметрия. Это подтверждается как описанием алгоритма, так и примерами его применения к несимметричным обмоткам, в каждом из которых указанное требование попросту игнорируется.

Заметим, что о необходимости определения угловых сдвигов ЭДС (МДС) несимметричных обмоток известно еще со времен цитируемой автором монографии [5], где приведены рекомендации по допустимому уровню ограничения несимметрии трехфазных обмоток, как по амплитудному ($2 \div 3\%$), так и по угловому ($2^\circ \div 3^\circ$) рассогласованию векторов МДС (ЭДС) в масштабе рабочей гармоники.

Ничем не аргументированным является указание ограничить расчеты ЭДС фаз только рабочей гармоникой, т. к. существуют обмотки, несимметрия которых проявляется только в определенной части гармонического спектра и исключена в другой его части, содержащей и рабочую гармонику [6, 7].

Иллюстрируются предлагаемые нововведения двумя примерами гармонического анализа несимметричных обмоток.

В первом из них выполнен анализ несимметричной обмотки, схема которой приведена на рис. 1.

Описанная в данном примере технология подготовки исходных данных отличается повышенной трудоемкостью по причине отказа от использования коэффициентов k_{CKV} и k_{3V} . С учетом высокого быстродей-

ствия современной вычислительной техники, особенно при использовании относительно простых алгоритмов, время рабочего цикла определяется не столько собственно счетом, сколько подготовкой и вводом исходных данных.

Собственно анализ ограничен расчетом обмоточных коэффициентов по рабочей гармонике, причем ни расчет ЭДС фаз, ни рекомендованная проверка угловых сдвигов между ними не выполнены. Последовательность действий в соответствии с алгоритмом не иллюстрирована. Неожиданно возникло загадочное выражение, позволившее, по мнению автора, определить числа активных сторон катушек в каждой из фаз

$$N = \sum n + \sum k \approx 16$$

только приблизительно, что не может вызывать ничего, кроме недоумения. Формальное применение указанной формулы при подстановке ранее приведенных значений n и k для каждой из фаз, приведет к совершенно другим результатам. Поскольку для фазы A имеем: $n = 1, 2, 8, 9, 16, 17, 17, 24$; $k = 6, 5, 5, 12, 13, 14, 21$, то

$$N = \sum n + \sum k = 94 + 76 = 170.$$

Воспользоваться данной формулой для остальных фаз рекомендуется самому автору.

Особенности обмотки рассматриваемого примера наиболее убедительно раскрывают недостатки предложенного алгоритма в отношении формирования относительных порядков гармоник. Строго по предложенному алгоритму расчет обмоточных коэффициентов необходимо выполнять при следующих значениях относительных порядков гармоник: $v = 1, 2, 3, \dots$. Этому соответствует последовательность абсолютных порядков: $v = 3, 6, 9, \dots$. Возможно, именно это обстоятельство не позволило автору выполнить и привести в данном примере результаты расчета обмоточных коэффициентов по другим гармоникам. Как будет показано ниже, это не соответствует истине.

В принципе непонятно, какие достоинства "универсальной методики" автор хотел продемонстрировать данным примером. Что, кроме констатации факта несимметрии обмотки, можно утверждать на основе полученной информации?

В качестве альтернативы ниже приведен анализ указанной обмотки, предназначенной для использования в асинхронном короткозамкнутом двигателе и выполненной с шагом по пазам $y = 3$. Распределение АКС представлено на рис. 1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	№ пазов	
A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	Фазы АКС верхнего слоя
C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	B	A'	C	B'	A	C'	Фазы АКС нижнего слоя
2	1	1	1	1	2	1	2	1	2	1	1	1	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	Числовой ряд	

Рис. 1. Распределения АКС дробной обмотки ($q = 4/3$)

Приведенная схема показывает, что расположенные диаметрально АКС взаимно инверсны, поэтому коэффициент соединения k_{3v} для четных гармоник равен нулю, что позволяет выполнить расчеты только по гармоникам нечетных абсолютных порядков, ограничив ввод данных распределением АКС на половине обмотки. Поскольку обмотка выполнена катушками с одинаковыми шагами ($y = 3$), то при использовании известной формулы расчета коэффициента укороче-

ния k_{3kv} отпадает необходимость вводить данные распределения АКС нижнего слоя.

В результате необходимо и достаточно ввести такие исходные данные:

фаза $A - n = 1, 2, 9; k = 5$;

фаза $B - n = 4, 12; k = 7, 8$;

фаза $C - n = 6; k = 3, 10, 11$,

т.е. их число по сравнению с кардинальными предложениями автора сокращается в 4 раза.

Принимается допущение (в данном случае достаточно грубое), что питается данная обмотка симметричной системой токов. Расчеты выполнены по алгоритму автора, скорректированному в соответствие с общепринятым подходом. Кроме выше указанных наиболее существенные коррективы заключаются в следующем.

Вместо формулы (2) определяется угол минимального сдвига в магнитном поле

$$\alpha_z = 2\pi/Z,$$

где Z – число пазов.

Формирование абсолютных порядков гармоник выполняется по выражению

$$v = 1, 3, 5, 7, \dots, (Z/2-1).$$

Модули обмоточных коэффициентов по любой из оставшихся гармоник определяются по правилу периодичности

$$|k_{обv}| = |k_{об(lZ \pm v)}|,$$

где l – натуральное число.

Угловые координаты φ_v результирующих векторов МДС фаз определяются по выражению

$$\varphi_v = \arctg(B/A).$$

Результаты представлены в табл. 1.

Таблица 1
Результаты гармонического анализа несимметричной дробной обмотки

v	$k_{обAv}$	φ_{Av}	$k_{обBv}$	φ_{Bv}	$k_{обCv}$	φ_{Cv}
1	0,096	-37,5	0,096	217,5	0,116	-90
3	0,872	33,3	0,872	146,7	0,854	-90
5	0,231	172,5	0,231	7,5	0,060	90
7	0,096	-82,5	0,096	262,5	0,190	-90
9	0,230	84,6	0,230	95,4	0,146	90
11	0,231	-52,5	0,231	232,5	0,366	-90

Относительные величины \dot{F}_3^* результирующих векторов МДС фаз по рабочей гармонике ($v = 3$) можно представить в показательной форме:

$$\dot{F}_{3A}^* = 0,872 \cdot e^{-j33,3^\circ}; \dot{F}_{3B}^* = 0,872 \cdot e^{-j146,7^\circ};$$

$$\dot{F}_{3C}^* = 0,854 \cdot e^{-j270^\circ}.$$

Это позволяет установить, что относительная амплитудная несимметрия ΔA_3 данной обмотки

$$\Delta A_3 = (0,872 - 0,854)/0,872 = 0,0206$$

находится в допустимых пределах $2 \div 3\%$ [5].

Рассчитав угловые сдвиги φ между результирующими векторами МДС

$$\varphi_{BA} = 146,7^\circ - 33,3^\circ = 113,4^\circ,$$

$$\varphi_{CB} = 270^\circ - 146,7^\circ = 123,3^\circ,$$

$$\varphi_{CA} = 90^\circ + 33,3^\circ = 123,3^\circ,$$

убеждаемся, что равные по величине векторы \dot{F}_{3A}^* и \dot{F}_{3B}^* расположены симметрично относительно меньшего по величине вектора \dot{F}_{3C}^* , но максимальное отклонение сдвига векторов МДС фаз F_v^* от 120° превышает допустимые пределы ($2^\circ \div 3^\circ$) [5] и составляет $6,6^\circ$.

Но что более важно, отображение результирующих векторов МДС фаз \dot{F}_v^* в показательной форме дает возможность применить метод симметричных составляющих и определить соотношение амплитуд МДС, создающих пульсирующее, прямо и обратно вращающихся магнитных полей по рабочей гармонике. Аналогично выполняется анализ и по остальным добавочным гармоникам нечетных порядков.

При этом следует обратить особое внимание на низшую гармонику с порядком $v = 1$ и относительными амплитудами МДС фаз H_1

$$H_{1A} = H_{1B} = \frac{k_{обv} p}{k_{обp} v} = \frac{0,096 \cdot 3}{0,872 \cdot 1} = 0,33,$$

$$H_{1C} = \frac{k_{обv} p}{k_{обp} v} = \frac{0,116 \cdot 3}{0,872 \cdot 1} = 0,407$$

и наиболее весомых высших гармоник с порядками $v = 5, 7, 9, 11$, а также гармоник первых зубцовых порядков $v = 21, 23, 25, 27$.

Далее автор переходит к критике ряда публикаций, целью которой, как это выясняется в выводах статьи, является доказательство необходимости "новсюдного застосування універсальної методики розрахунку обмоткових коефіцієнтів" и снятие проблемы "знаходження обмоткових коефіцієнтів, яка штучно створена і надумана за ради одержання сумнівних наукових дивідендів".

Особое возмущение автора [1] вызывает разработка аналитических выражений для расчета обмоточных коэффициентов (или коэффициентов распределения) для определенных модификаций многофазных обмоток с общей структурой распределения АКС. Для обоснования необходимости "снятия данной проблемы", по мнению автора препятствующей признания "универсальной методики", избирается любопытная тактика. Не предпринимается никаких попыток подвергнуть сомнению адекватность критикуемых выражений или сопоставить трудоемкость процессов расчета с использованием двух подходов. Вполне достаточным аргументом полагается оценка размера формулы и заявление о неумении пользоваться таковой.

Суть и стиль критики раскрывается в следующей цитате, касающейся первой статьи [8]. "...як можна здогадатись після декількокоразового прочитання, мова йде про обмотки з несущільними фазними зонами. Однак стаття присвячена тільки виводу формули для k_{pv} . Висновок надзвичайно складний і незрозумілий, не всі літерні позначення пояснені, одержана формула для k_{pv} ледь вміщується в два рядки тексту. Як формулою користуватись – незрозуміло, тоді як Жерве Г.К. [3, приклад 3.2] дає просте і зрозуміло пояснення знаходження k_{pv} для подібних обмоток."

Особенностью обмоток с "несущільними фазними зонами", т.е. отличающихся от обмоток с целыми чис-

лами пазов на полюс и фазу, является чрезвычайно разнообразный характер распределения АКС по пазам и фазам. В силу этого они образуют неструктурированное множество и поэтому действительно до недавнего времени требовали применения известного алгоритма, основанного на определении геометрической суммы векторов ЭДС (МДС), соответствующих в каждом случае конкретному распределению АКС. Использование обобщенной структурной модели [9] позволяет не только подразделить указанное множество на подмножества обмоток со идентичной структурой, но и получить формулы расчета коэффициентов распределения для любых обмоток данного подмножества.

В статье [8] исследованы особенности векторных диаграмм пазовых ЭДС (МДС), характерные для структурных моделей нестандартных обмоток. В результате выработаны рекомендации, позволяющие избежать неточностей при выводе формул расчета соответствующих коэффициентов распределения $k_{обv}$. Приведен и пример применения полученных рекомендаций для одного из подмножеств W_{5C} трехфазных обмоток, структура которого описывается матричной моделью M_{5C}

$$M_{5C} = \begin{array}{c} \left. \begin{array}{l} 012345 \\ 501234 \\ \dots \\ 012345 \\ 501234 \\ 012345 \\ \dots \\ 012345 \end{array} \right\} k \\ \left. \begin{array}{l} 012345 \\ 501234 \\ 012345 \\ \dots \\ 012345 \end{array} \right\} Q-k \end{array}$$

Не решившись или не сумев применить для расчета "универсальную методику", автор призывает в союзники авторитетного специалиста в теории обмоток – Жерве Г.К. и противопоставляет раскритикованной формуле расчет коэффициентов k_{pv} , выполненный в монографии [10] для одной из обмоток типа W_{5C} , выполненную в 36 пазах, при следующих значениях структурных переменных: $Q = 6, k = 2, n = 1$. При этом выясняется, что способ, которым выполнен расчет в примере 3.2 [10], конечно же, основан на известном подходе определения геометрической суммы векторов посредством суммирования их проекций. Отличие заключается в использовании особенности векторных диаграмм данного типа обмоток, которая позволяет расположить векторы МДС фазы симметрично относительно одной из взаимно перпендикулярных осей. Это обеспечивает ограничение числа исходных данных и суммирование проекций векторов только на одну из этих осей. Это, конечно же, более рационально, чем при "универсальном" подходе автора.

Смысл такого противопоставления можно было бы понять, если бы было проведено сравнение приведенных результатов расчета коэффициентов распределения и расчетов с использованием критикуемого выражения с целью проверки корректности последнего. Несмотря на то, что подобный анализ автором критики не выполнен, такая возможность ему предоставляется с использованием вышеприведенных значений Q, k и n .

Для устранения непонимания автором [1] того, как следует использовать аналитические выражения при исследовании свойств любых соответствующих

ему объектов, ниже иллюстрируются возможности применения указанной формулы.

Действительно, данное выражение несколько сложнее, чем известная формула для расчета коэффициента k_{pv} обмоток с целым q . Но в обоих случаях при изменении числа пазов не нужно вводить информацию о распределении АКС одной из фаз, а достаточно изменить в первом случае одну (q), а во втором – три (Q , k и n) структурных переменных. Более того, после преобразования путем подстановки $k^* = k/Q$ указанная формула

$$k_{pv} = \frac{2 \sin \left[\frac{\pi(1-k^*)v}{Q} \right] \cos \left(\frac{\pi v}{6Q} \right) + 2 \sin \left(\frac{\pi k^* v}{6} \right) \cos \left[\frac{\pi(Qn+1)v}{6Q} \right]}{Q \sin \left(\frac{\pi v}{3Q} \right)}$$

позволяет исследовать свойства обмоток в пределах всего подмножества W_{5c} .

С учетом резкого уменьшения коэффициента k_{p1} по рабочей гармонике уже при $n = 2$ указанная структурная переменная преобразуется в константу ($n=1=const$). При этом условия строятся зависимости изменения коэффициентов k_{pv} от переменной k^* , приведенные в виде гистограммы на рис. 2.

Анализ указанных зависимостей позволяет установить основную особенность обмоток W_{5c} , заключающуюся в возможности минимизировать практически любую из гармоник, порядки которых не кратны 3. Диапазон допустимого изменения структурной переменной k^* определяется в зависимости от технического задания на проектирование. Например, в случае проектировании обмотки для асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором в диапазоне $k^*=0,06 \div 0,26$ можно найти решение по подавлению прямо вращающихся гармоник с порядками $v = 7$ и $v = 13$.

По непостижимой логике критика следующих публикаций [11, 12] свелась к попыткам дискредитации ряда обмоток, произвольно выбираемых из контекста, причем анализ их свойств, как правило, ограничивался сопоставлением обмоточных коэффициентов по рабочим гармоникам с серийными обмотками без учета сферы их применения и режимов работы. Каким образом это может способствовать популяризации "универсальной методики" – непонятно.

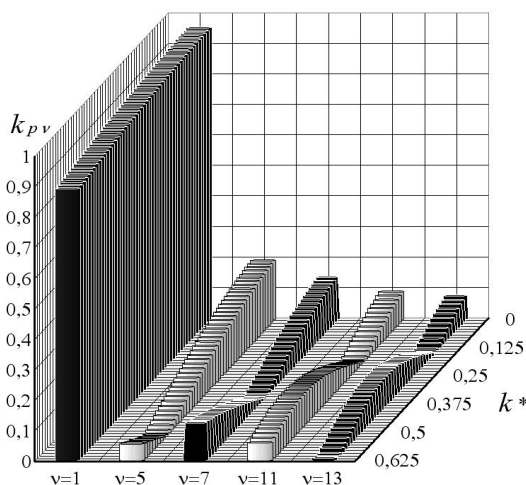


Рис. 2. Зависимости коэффициентов k_{pv} от структурной переменной k^*

Отвечать на все критические заключения не позволяет ограниченный объем журнального издания, хотя это можно было сделать также детально, как в предыдущем случае.

Поэтому ниже проведен разбор второго примера применения предлагаемой "универсальной методики" и качества сравнительного анализа, представленного в [1]. Здесь в табл. 1 сопоставлены результаты расчета обмоточных коэффициентов двух двухфазных обмоток симметричной и несимметричной типа S_{Q02} [12].

Только принципиальным отрицанием аналитических методов и приверженностью политике "повсюдного застосування" универсальной методики можно объяснить необходимость применения этой затратной технологии при расчете обмоточных коэффициентов k_{obv} симметричной двухфазной обмотки с целым числом пазов на полюс и фазу вместо использования простого и широко известного выражения

$$k_{pv} = \sin \left(\frac{\pi v}{4} \right) / q \sin \left(\frac{\pi v}{4q} \right).$$

Для анализа несимметричной обмотки оказалось достаточно рассчитать величины обмоточных коэффициентов каждой из ее фаз. При этом рекомендованной в алгоритме проверки угловых сдвигов результирующих ЭДС фаз не выполнено. Конечно данных, приведенных в указанной таблице, недостаточно для оценки свойств несимметричной обмотки, но это не помешало автору вынести последней отрицательный вердикт только в результате сопоставления обмоточных коэффициентов по рабочей гармонике (0,782 против 0,901).

Остальные недостатки обмотки S_{Q02} отмечены комментариями, качество и смысл которых вызывают недоумение. Каким образом установлено, "що 2-а, 6-а і 10-а гармоніки в лінійній ЕРС збільшуються в 2 рази, в той час як решта гармонік збільшується в $\sqrt{2}$ раз" можно только догадываться. Ведь из таблицы следует, что четные гармоники в противопоставляемой симметричной обмотке вообще отсутствуют, а все обмоточные коэффициенты нечетных гармоник в обмотке S_{Q02} меньше соответствующих коэффициентов симметричной обмотки. Кроме того, полностью подавлена гармоника третьего порядка ($v = 3$), относительная амплитуда МДС которой в симметричной обмотке составляет $H_3 = 0,113$, и для достижения аналогичного эффекта ее следует выполнить двухслойной с шагом по пазам $y = 8$. В свою очередь, при выполнении обмотки S_{Q02} двухслойной с диаметральной шагом она становится симметричной, т. к. все четные гармоники оказываются полностью подавленными.

Нельзя не отметить приверженность автора критики к двойным стандартам, поскольку основным критерием оценки критикуемых обмоток в указанной статье независимо от числа фаз, сферы их применения и режима их эксплуатации является недопустимо низкий уровень обмоточных коэффициентов по рабочим гармоникам. Однако уже в следующей своей статье [13], опубликованной в том же номере журнала, величина обмоточного коэффициента трехфазной обмотки, равная 0,7392, его вполне устраивает.

ВЫВОДЫ

1. Если автор считает целью статьи [1] популяризацию "универсальной методики", то форма ее представления привела к обратному эффекту. Результаты проведенного анализа свидетельствуют о том, что в указанном виде и в связи с перечисленными выше недостатками она не соответствует определению универсальной методики и не может быть рекомендована для выполнения гармонического анализа произвольных обмоток со сложными структурами, и, тем более, для анализа несимметричных обмоток.

Не может "универсальная методика" претендовать и на оригинальность, т.к. ее основу составляет давно и всем известный алгоритм определения геометрической суммы векторов.

2. Попытки противопоставления этого алгоритма аналитическим методам расчета обмоточных коэффициентов и наделяния его функциями волшебного средства, снимающего все проблемы исследования свойств нестандартных обмоток, следует признать некорректными и непродуктивными.

В свое время применение указанного алгоритма не помешало выводу формул расчета обмоточного коэффициента и его составляющих обмоток с целыми и дробными числами пазов на полюс и фазу. И в будущем это не будет служить препятствием для продолжения исследований свойств многофазных обмоток с целью совершенствования методов их синтеза и анализа.

3. Что касается содержания и стиля критики автором чужих публикаций, то следует пожелать ему впредь не поддаваться эмоциям и уделять больше внимания таким категориям как объективная, конкретная и четкая формулировка недостатков, конкретность в выборе противопоставляемых аналогов, и, по возможности, исключение собственных неточностей в критических высказываниях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лушчик В.Д. Универсальная методика розрахунку обмоточних коефіцієнтів. // Електротехніка і електромеханіка. – 2011. – № 1. – С. 28-30.
2. Лушчик В.Д. Расчет обмоточных коэффициентов m-фазных обмоток // Изв. вузов "Электромеханика". – 1981. – № 3. – С. 267-275.
3. Лушчик В.Д. Асинхронні двигуни з фазними роторами з каскадними властивостями при пуску // Електротехніка і електромеханіка. – 2005. – № 2. – С. 39-41.
4. Veinott C.G. Special harmonic magneto motive forces in irregular windings and special connections of polyphase-windings. "IEEE", Trans. Power Apparatus and Systems. v. 83, 1964. – P. 1246-1255.
5. Лившиц-Гарик М. Обмотки машин переменного тока. – М.: Госэнергоиздат, 1959. – 768 с.
6. Дегтев В.Г., Бабич С.В., Акиншин П.А. Слабонесимметричные двухфазные обмотки // Электромашинобудовання та електрообладнання. – № 52. – 1999. – С. 72-76.
7. Дегтев В.Г., Лаврук И.С. Алгоритм синтеза слабо несимметричных трехфазных обмоток // Электромашинобудовання та електрообладнання. – 2001. – № 57. – С. 62-66.
8. Дегтев В.Г., Шульгин Д.Н., Дмитриева Т.Н. Анализ электромагнитных свойств нетрадиционных обмоток // Електротехніка і електромеханіка. – 2005. – № 3. – С. 21-23.

9. Дегтев В.Г. Обобщенная модель многофазных обмоток // Электричество. – 1990. – № 11. – С.40-45.
10. Жерве Г.К. Обмотки электрических машин переменного тока. – Л.: Энергоатомиздат, 1989. – 400 с.
11. Дегтев В.Г., Бабушанов А.В., Коваленко И.А. Синтез полных гомологических рядов трехфазных обмоток // Вісник Кременчуцького державного університету ім. М. Остроградського. Випуск 3/2010. Част. 1. – 2010. – С. 78-81.
12. Смирнов С.Б. Структурный синтез двофазних обмоток асинхронних електродвигунів // Автореферат на здобуття наук. ступ. канд. техн. наук. – 2008.
13. Лушчик В.Д., Іваненко В.С., Борзик В.Л. Синхронний каскадний двигун з суміщеними обмотками // Електротехніка і електромеханіка. – 2011. – № 1. – С. 31-32.

Bibliography (transliterated): 1. Luschnik V.D. Universal'na metodika rozrahunku obmotkovih koeficientiv. // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2011. - № 1. - S. 28-30. 2. Luschnik V.D. Raschet obmotocnyh ko'efficientov m-faznyh obmotok // Izv. vuzov "Elektromehaniika". - 1981. - № 3. - S. 267-275. 3. Luschnik V.D. Asinhronni dviguni z faznimi rotorami z kaskadnimi vlastivostyami pri pusku // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2005. - № 2. - S. 39-41. 4. Veinott C.G. Special harmonic magneto motive forces in irregular windings and special connections of polyphase-windings. "IEEE", Trans. Power Apparatus and Systems. v. 83, 1964. - R. 1246-1255. 5. Livshic-Garik M. Obmotki mashin peremennogo toka.- M.: Gos'energoizdat, 1959. - 768 s. 6. Degtev V.G., Babich S.V., Akinshin P.A. Slabonesimmetrichnye dvuhfaznye obmotki // Elektromashinobudovannya ta elektroobladnannya. - № 52. - 1999. - S. 72-76. 7. Degtev V.G., Lavruk I.S. Algoritim sinteza slabo nesimmetrichnyh trehfaznyh obmotok// Elektromashinobudovannya ta elektroobladnannya. - 2001. - № 57. - S. 62-66. 8. Degtev V.G., Shul'gin D.N., Dmitrieva T.N. Analiz `elektromagnitnyh svojstv netradicijnyh obmotok // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2005. - № 3. - S. 21-23. 9. Degtev V.G. Obobshchennaya model' mnogofaznyh obmotok // `Elektrichestvo. - 1990. - № 11. - S.40-45. 10. Zherve G.K. Obmotki `elektricheskikh mashin peremennogo toka. - L.: `Energoatomizdat, 1989. - 400 s. 11. Degtev V.G., Babushanov A.V., Kovalenko I.A. Sintez polnyh gomologicheskikh ryadov trehfaznyh obmotok // Visnik Kremenchuc'kogo derzhavnogo universitetu im. M. Ostrogradsk'ogo. Vipusk 3/2010. Chast. 1. - 2010. - S. 78-81. 12. Smirnov S.B. Strukturnij sintez dvofaznyh obmotok asinhronnih elektrodvignuniv // Avtoreferat na zdobuttja nauk. stup. kand. tehn. nauk. - 2008. 13. Luschnik V.D., Ivanenko V.S., Borzik V.L. Sinhronnij kaskadnij dvigun z sumischenimi obmotkami // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2011. - № 1. - S. 31-32.

Поступила 09.12.2011

Дегтев Владимир Григорьевич, д.т.н., проф.
Одесский национальный политехнический университет
кафедра электрических машин
65058, Одесса, пр. Шевченко, 6/2, кв. 70
тел. 0487762978, e-mail: kem.deg@gmail.com

Degtev W.G.

A universal method and its place in the practice of multiphase windings analysis.

The paper analyzes one of the latest publications devoted to exploration of winding factors calculation for multiphase windings with a universal calculation method and critical analysis of a number of publications. It is shown that the algorithm on which the given method is based is one of the possible variants of a well known technique for calculating vectors geometric sum and the form of its presentation in the article considered is characterized by a number of serious disadvantages.

Key words – multiphase windings, winding factor, harmonic analysis, algorithm of calculation, analysis.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ СВАРОЧНОЙ ДУГИ

Досліджено гармонійний склад електричної мережі при роботі однофазних інверторних і трансформаторних зварювальних джерел живлення. Встановлено, що інверторні джерела живлення генерують у мережу широкий спектр вищих гармонік струму, особливо струми нульової послідовності, що погіршує їх електромагнітну сумісність і потребує застосування фільтрів вищих гармонік струму. Трансформаторні джерела живлення генерують значно менші гармоніки струму і мають хорошу електромагнітну сумісність.

Исследован гармонический состав электрической сети при работе однофазных инверторных и трансформаторных сварочных источников питания. Установлено, что инверторные источники питания генерируют в сеть широкий спектр высших гармоник тока, особенно токи нулевой последовательности, что ухудшает их электромагнитную совместимость и требует применения фильтров высших гармоник тока. Трансформаторные источники питания генерируют значительно меньшие гармоники тока и обладают хорошей электромагнитной совместимостью.

ВВЕДЕНИЕ

Сварка плавлением является основным технологическим процессом сварочного производства, в особенности электродуговая сварка, на которую приходится до 80 % объема сварочных работ [1, 2]. Ручная дуговая сварка, несмотря на интенсивное развитие механизированной и автоматической сварки, по-прежнему востребована и остается актуальной в серийном производстве, при ремонтных работах, в отдельных частях технологических процессов, таких как специальные врезки на магистральных трубопроводах и др. Ручная дуговая сварка покрытыми электродами позволяет осуществлять одно- и многопроходную сварку конструкций с различной конфигурацией швов во всех пространственных положениях, а также швов, расположенных в труднодоступных местах. Важным при таком способе сварки является также возможность легирования металла швов, как через химический состав покрытия электродов, так и через металл электродных стержней.

Это способствует интенсивному развитию источников питания для ручной дуговой сварки, в особенности транзисторных инверторных источников питания сварочной дуги. При этом доля традиционных сварочных источников питания, выполненных на базе сварочных трансформаторов, уменьшается.

Инверторные источники питания сварочной дуги [3] обладают малыми габаритами и массой, обеспечивают высокое качество сварных соединений, позволяют формировать необходимую вольт-амперную характеристику и потребляют небольшую мощность, но остаются по-прежнему достаточно дорогими, не надежными в эксплуатации и требуют наличия сервисных центров с высококвалифицированным персоналом.

Трансформаторные сварочные источники питания имеют большую массу, но на порядок дешевле инверторных источников питания, надежны и неприхотливы в эксплуатации. К тому же не исчерпаны все возможности их совершенствования с целью улучшения их технических, эксплуатационных и экономических показателей [4].

В последнее десятилетие все промышленно развитые страны стали уделять особое внимание энергосберегающим технологиям и качеству электроэнергии элек-

трических сетей. Вызвано это тем, что в начале 90-х годов они столкнулись с проблемой постоянного ухудшения качества электроэнергии питающих сетей, заключающейся в искажении синусоидальной формы напряжения и тока. Это незамедлительно привело к повышению потерь и понижению надежности эксплуатации электрооборудования. Такое явление вызвано увеличением количества оборудования с нелинейными трехфазными и однофазными нагрузками, которые генерируют в электрическую сеть высшие гармоники тока.

Однофазные импульсные источники питания с бестрансформаторным входом, выпрямители, инверторы, частотно-управляемые электроприводы, компьютерные системы, телекоммуникационная и офисная аппаратура, энергосберегающие лампы и другие однофазные нелинейные нагрузки, из-за своей массовости привели к увеличению коэффициента нелинейных искажений (гармоник) тока THD_I (Total Harmonic Current Distortion [5]) до 90-140 %, особенно за счет генерации в сеть 3-ей и кратных ей гармоник тока до 80% (токи нулевой последовательности) [6]. Высшие гармоники тока увеличивают коэффициент нелинейных искажений напряжения THD_U (Total Harmonic Voltage Distortion) сетей, доводя его до 7 % и выше.

Нелинейные нагрузки ухудшают электромагнитную совместимость, что приводит к ненадежной работе электрического и электронного оборудования [5, 6], ускоренному старению изоляции, коррозии элементов заземлений, перегреву роторов и износу подшипников электродвигателей. За счет преобладания в сети 3-ей и кратных ей гармоник может возникать реверсное вращение асинхронных электродвигателей и подгорание изоляции нулевых проводов при превышении тока в нулевом проводе выше проектного уровня.

В Украинских и Европейских стандартах, определяющих параметры качества однофазных сетей, не установлены уровни коэффициента нелинейных искажений тока, а ограничены значения токов конкретных гармоник. В Украине стандарт касается только однофазных сетей с током не более 16 А [7]. В Северной Америке [8] и странах Евросоюза уровни THD_I стандартизированы для трехфазных сетей. В связи с этим можно прогнозировать введение в Украине норм, определяющих допустимые уровни коэффи-

ента THD_I для однофазных сетей.

Приемлемые значения коэффициента THD_U ограничены 3 % для индивидуальных нелинейных нагрузок. Допустимое значение определено 5 % для совокупных нагрузок сети [8]. Отечественные нормативные документы [7] допускают значение THD_U до 8 %, при котором уже существенно искажается синусоидальное напряжения сети.

Однофазные сварочные источники питания, в которых применяется электрическая дуга, являющаяся нелинейной нагрузкой, сварочные выпрямители и инверторы, также являются генераторами высших гармоник тока. В связи с этим, актуально уменьшение уровня гармоник тока при работе сварочного оборудования, особенно при продвижении отечественных сварочных технологий и оборудования в промышленно развитые страны.

Целью статьи является исследование воздействия на электрическую сеть однофазных инверторных и трансформаторных источников питания сварочной дуги.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗДЕЙСТВИЯ НА СЕТЬ ОДНОФАЗНЫХ СВАРОЧНЫХ ИСТОЧНИКОВ ПИТАНИЯ

Исследовались следующие сварочные источники питания, питающиеся от однофазной сети переменного тока частотой 50 Гц:

- промышленно выпускаемый Опытным заводом сварочного оборудования Института электросварки им. Е.О. Патона однофазный транзисторный инверторный источник питания ВДИ-L-200, предназначенный для ручной дуговой сварки низкоуглеродистых и легированных сталей, многих цветных металлов (кроме алюминиевых и титановых сплавов) любыми видами электродов;

- промышленно выпускаемый тем же заводом однофазный сварочный трансформатор с развитыми поперечными магнитными потоками рассеяния и магнитным шунтом СТШ-250 (на сварочный ток до 250 А), снабженный устройством стабилизации горения сварочной дуги [9]. Источник питания имеет плавное регулирование сварочного тока и предназначен для ручной дуговой сварки штучными электродами переменного и постоянного тока;

- разработанный в Институте электросварки им. Е.О. Патона однофазный сварочный источник питания с конденсаторным множителем напряжения ВДУ-125-У3 (выпрямитель дуговой универсальный на сварочный ток до 125 А), состоящий из сварочного трансформатора с развитыми ярмовыми магнитными потоками рассеяния и конденсаторного множителя напряжения с мостовой диодной схемой выпрямления [4, 10]. Множитель напряжения обеспечивает улучшенное начальное зажигание сварочной дуги, зажигание дуги после перехода тока через ноль, и стабильное ее горение. Источник питания изготавливался в ИЭС им. Е.О. Патона и небольшими партиями в Институте электродинамики НАН Украины. Источник имеет ступенчатое регулирование сварочного тока и предназначен для ручной дуговой сварки штучными электродами переменного тока.

Измерительным прибором служил анализатор

качества электрической сети (одной фазы) Chauvin Arnoux С.А. 8230 (Франция), позволяющий получать временные зависимости тока и напряжения с их характерными значениями (максимальное и минимальное значение, полная, активная и реактивная мощность и т.п.) и спектры гармоник.

Полученные экспериментальные данные сведены в табл. 1, в которой даны обозначения: I, U – действующие значения тока и напряжения; S, P, Q – полная, активная и реактивная мощности; $\cos\varphi$ – коэффициент сдвига фаз между током и напряжением – косинус угла φ .

Таблица 1
Основные параметры сети при работе источников питания сварочной дуги

Параметры	ВДИ-L-200	СТШ-250	ВДУ-125
I_{m+}, A	59,5	80,8	30,2
U_{m+}, B	312,9	310,6	304,5
I_{m-}, A	-59,6	-74,3	-33,3
U_{m-}, B	-313,1	-313,2	-304,3
I, A	36,8	41,0	23,8
U, B	221,5	221,0	210,6
$S, B \cdot A$	8282,5	9895,9	5008,3
$P, Вт$	6130,1	2787,2	3701,6
$Q, B \cdot Ap$	5569,6	9495,2	3373,6
$\cos\varphi$	0,980	0,280	0,764
THD_I	86,366	15,983	16,879
THD_U	5,957	3,110	2,256
K	7,259	1,383	1,309

В таблице приведены и расчетные данные, которые получались на основании экспериментальных данных. Расчетными данными были следующие.

Коэффициенты нелинейных искажений тока THD_I и напряжения THD_U для 1-й гармоники тока и напряжения определяются по формулам [8]:

$$THD_I = \sqrt{\sum_{h=2}^{h_{\max}} I_{h\%}^2}; \quad THD_U = \sqrt{\sum_{h=2}^{h_{\max}} U_{h\%}^2}, \quad (1)$$

где h – номер гармоники (h_{\max} – максимальный номер); $I_{h\%}, U_{h\%}$ – значения тока и напряжения в процентах от действующего значения тока и напряжения 1-й гармоники: $I_{h\%} = I_h/I_1, U_{h\%} = U_h/U_1$.

Еще один параметр, K -фактор, определяет увеличение добавочных потерь в электрическом оборудовании и проводниках электрических сетей, по сравнению с током 1-й гармоники:

$$K = \frac{\sum_{h=1}^{h_{\max}} (h \cdot I_{h\%})^2}{\sum_{h=1}^{h_{\max}} I_{h\%}^2}. \quad (2)$$

Добавочные потери вызываются вихревыми токами, протекающими в токоведущих частях и проводниках оборудования и электрических сетей. Сами вихревые токи обусловлены магнитными потоками рассеяния, проходящими через токоведущие части и проводники [11].

Рассмотрим работу с сетью сварочного инверторного источника питания [3] ВДИ-L-200, принципиальная схема работы которого показана на рис. 1.

На рис. 2,а приведены зависимости от времени t относительных мгновенных значений тока i^* и напряжения u^* в питающей сети при работе сварочного инвертора. Значения получены при сварке стали Ст.3 электродами УОНИ 13/55, диаметр 5мм, сварочный

ток 200 А. Величины i^* и u^* отнесены к наибольшим амплитудным значениям: $i^* = i/|I_m|$ и $u^* = u/|U_m|$. Значения $|I_m| = 59,6$ А, $|U_m| = 313,1$ В выбраны из табл. 1, где приведены наибольшие "+" и наименьшие "-" амплитудные значения напряжения и тока за период I_{m+} , I_{m-} , U_{m+} , U_{m-} , полученные в опыте.

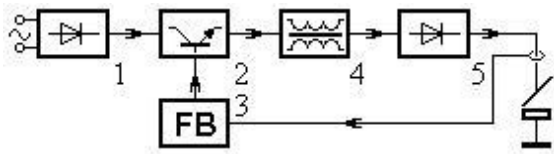


Рис. 1. Блок-схема инверторного источника питания ВДИ-L-200: 1 – однофазный выпрямитель; 2 – высокочастотный инвертор; 3 – блок регулирования; 4 – высокочастотный трансформатор; 5 – выпрямитель и фильтр

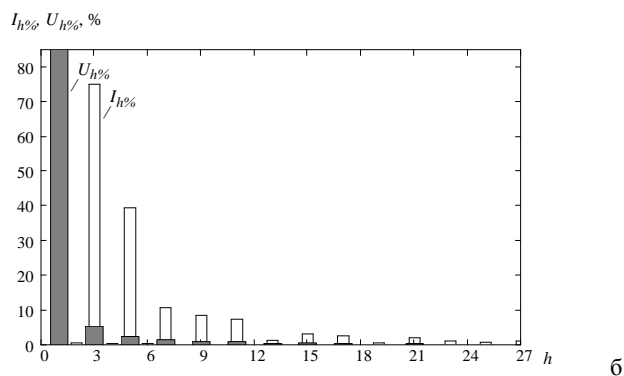
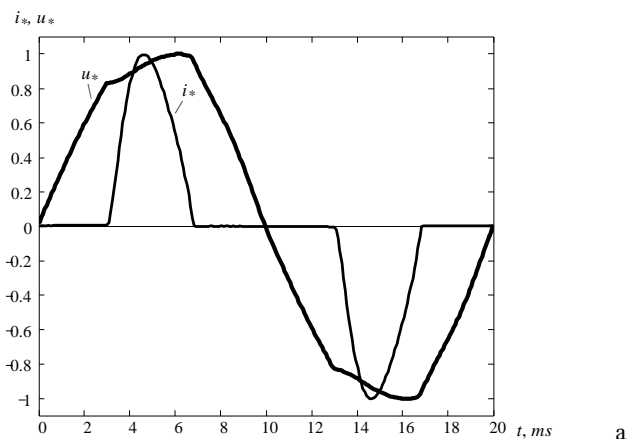


Рис. 2. Ток и напряжение в сети однофазного транзисторного инверторного источника питания ВДИ-L-200 (а); гармонический состав тока и напряжения сети (б)

На рис. 2,б показана диаграмма гармонических составляющих h тока $I_h\%$ и напряжения $U_h\%$. В питающей сети источника выражены практически все нечетные гармоники тока, в частности 3-я гармоника тока, составляющая 75,1% от 1-й гармоники, 5-я – 39,5%, 7-я – 10,5%, 9-я – 8,3%, 11-я – 7,4%. Нечетные номера гармоник напряжения, превосходящие 1%: 3-я – 5,2%, 5-я – 2,2%, 7-я – 1,4%.

Коэффициенты нелинейных искажений тока и напряжения источника питания ВДИ-L-200 равны: $THD_I = 86,4\%$, $THD_U = 5,9\%$, К-фактор равен 7,2.

Кривая тока на рис. 2,а представляет собой короткий импульс вблизи амплитуды напряжения сети

на фоне почти нулевых значений на остальном протяжении полупериода и для источника питания ВДИ-L-200 коэффициент THD_I довольно высокий. При этом в сеть генерируются очень широкий спектр гармонических составляющих тока. Кривая напряжения имеет срезы в области экстремумов, поэтому амплитуды гармонических составляющих напряжения также высоки. Такая форма кривой напряжения может приводить к ложным срабатываниям устройств бесперебойного питания, подключенным к той же сети, которые включаются при понижении амплитудного значения напряжения сети.

При изменении режима сварки эти значения изменяются, при этом, коэффициент THD_I лежит в диапазоне 82-121,5%, а коэффициент THD_U – в диапазоне 2,8-6,7%.

Гармоники, генерируемые инверторным источником питания, являются следствием работы выпрямителя с емкостным буфером, а не сварочной дуги.

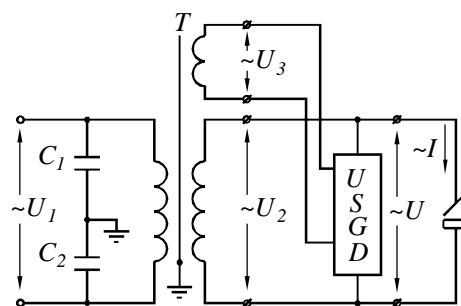


Рис. 3. Электрическая схема однофазного сварочного трансформатора СТШ-250 со стабилизатором горения сварочной дуги

Рассмотрим работу сварочного трансформатора СТШ-250 снабженного устройством стабилизации горения сварочной дуги, принципиальная электрическая схема которого показана на рис. 3. На рисунке обозначено: U_1 , U_2 – напряжения на первичной и вторичной обмотках трансформатора T ; U_3 – напряжение на дополнительной обмотке трансформатора, питающей устройство стабилизации горения сварочной дуги $USGD$; C_1 , C_2 – конденсаторы емкостного фильтра источника питания от радиопомех; U , I – напряжение на клеммах источника и ток в сварочной цепи.

На рис. 4,а приведены зависимости от времени относительных значений тока и напряжения в питающей сети при работе сварочного трансформатора. Значения получены при сварке нержавеющей стали 12Х18Н10Т штучным электродом ОЗЛ-8, диаметром 3 мм и сварочным током 90 А. Амплитудные значения тока и напряжения равны: $|I_m| = 80,8$ А, $|U_m| = 313,2$ В.

Форма кривых тока и напряжения незначительно отличаются от синусоидальной. Наблюдается наложение кратковременного импульса, соответствующего импульсу стабилизатора, и небольшой излом кривой тока при переходе через нуль.

На рис. 4,б показана диаграмма гармонических составляющих тока и напряжения. Из диаграммы видно, что в питающей сети при работе сварочного трансформатора выражены 3-я гармоника тока, составляющая 15,3% от 1-й гармоники и 5-я – 2,3%, остальные нечетные гармоники тока не превосходят 1%.

Нечетные номера гармоник напряжения имеют значения: 3-я – 2,5%, 5-я – 1,3%, 9-я – 1%.

Коэффициенты нелинейных искажений тока и напряжения трансформатора СТШ-250 равны: $THD_I = 15,9\%$, $THD_U = 3,1\%$, K -фактор равен 1,38.

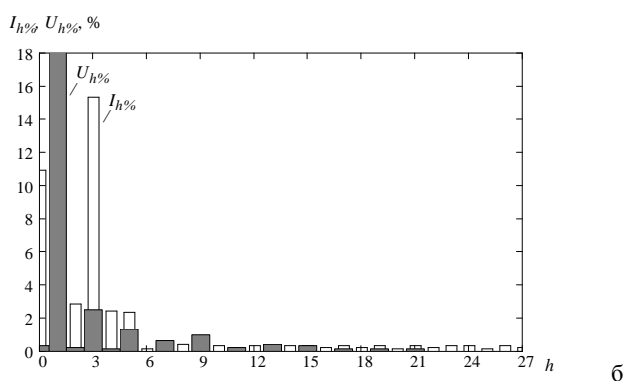
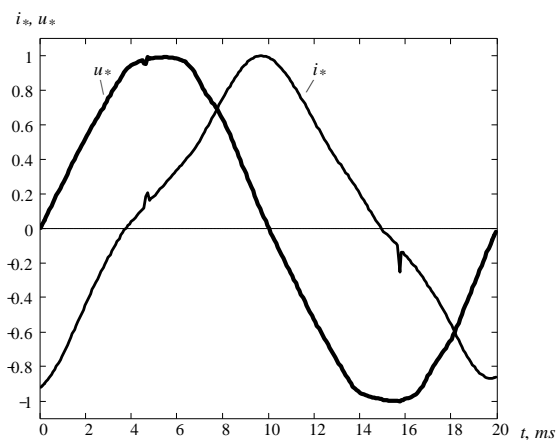


Рис. 4. Ток и напряжение в питающей сети однофазного сварочного трансформатора СТШ-250 с устройством стабилизации горения сварочной дуги (а); гармонический состав тока и напряжения сети (б)

Гармоники, генерируемые трансформаторным источником питания, в основном определяются сварочной дугой.

Добавочные потери в сети и оборудовании при работе сварочного трансформатора при данном виде его нагрузки, увеличиваются в 1,38 раза.

При изменении режима сварки эти значения меняются, при этом, коэффициент THD_I лежит в диапазоне 13-24 %, а коэффициент THD_U – в диапазоне 2,5-3,5 %. Эти результаты подтверждают теоретический анализ гармонического состава переменного тока дуги [12], которая питается от сварочного трансформатора.

Сварочный трансформатор СТШ-250 генерирует в питающую сеть не очень большие гармонические составляющие тока. Хотя и они могут отрицательно сказаться на работе оборудования, подключенного к сети. Значение THD_U так же невелико.

Рассмотренные характеристики присущи и другим типам однофазных сварочных трансформаторов.

Рассмотрим работу однофазного сварочного источника питания с конденсаторным умножителем напряжения ВДУ-125-У3, принципиальная электрическая схема которого показана на рис. 5. На рисунке

обозначено: U_1, U_2 – напряжения на первичной и вторичной обмотках трансформатора T ; UN – блок конденсаторного умножителя напряжения; VD_1 - VD_4 – диоды выпрямительного моста; C_1, C_2 и R_1, R_2 – электролитические конденсаторы и резисторы умножителя напряжения; U, I – напряжение на клеммах источника и ток в сварочной цепи.

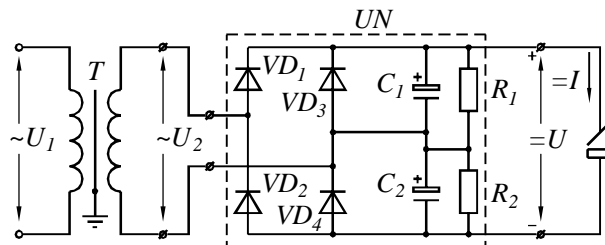


Рис. 5. Электрическая схема однофазного сварочного источника питания с конденсаторным умножителем напряжения ВДУ-125

На рис. 6,а приведены зависимости от времени относительных значений тока и напряжения в питающей сети при работе сварочного источника питания ВДУ-125. Характеристики снимались при сварке штучным электродом АНО-22, диаметром 3 мм и сварочным током 120 А. Наибольшие амплитудные значения токов и напряжений в опыте были равны: $|I_m| = 33,3$ А, $|U_m| = 304,5$ В. После перехода тока через нуль на синусоидальный ток накладывается небольшое возмущение, обусловленное работой умножителя напряжения. Форма напряжения очень близка к синусоидальной.

На рис. 6,б показана диаграмма гармонических составляющих тока и напряжения.

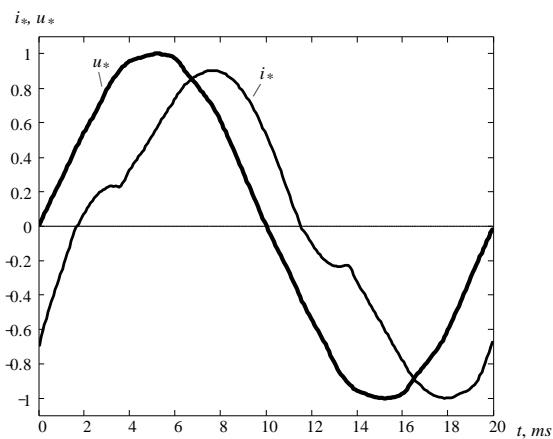
Из диаграммы видно, что в питающей сети при работе источника выражены 3-я гармоника тока, составляющая 15,6% от 1-й гармоники, 5-я – 4,6%, остальные нечетные гармоники тока не превосходят 1%. Нечетные номера гармоник напряжения, превосходящие 1% от 1-й гармоники имеют значения: 3-я – 1,6%, 5-я – 1,1%.

Коэффициенты нелинейных искажений тока и напряжения: $THD_I = 16,9\%$, $THD_U = 2,2\%$. K -фактор равен 1,31.

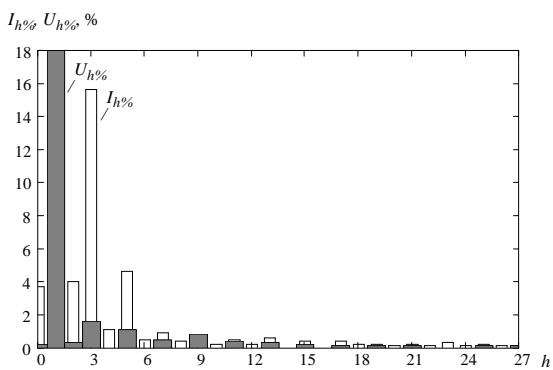
Сварочный источник питания ВДУ-125 имеет не очень высокие значения THD_I и THD_U . Добавочные потери в сетях и оборудовании при работе источника питания, при данном виде его нагрузки, увеличиваются в 1,31 раза, за счет чего данный источник можно отнести к категории энергосберегающих.

При изменении режима сварки эти значения изменяются, при этом, коэффициент THD_I лежит в диапазоне 8,7-20,8 %, а коэффициент THD_U – в диапазоне 2,2-2,8 %.

Рассмотренные характеристики присущи всем типам сварочных источников питания с конденсаторным умножителем напряжения, с разными видами сварочных трансформаторов, выполненными по такой же схеме: ВДУ-140-У3, ВДУ-160-У3 и ВДУ-180-У3, разработанных в ИЭС им. Е.О. Патона.



а



б

Рис. 6. Ток и напряжение в питающей сети однофазного сварочного источника питания с конденсаторным умножителем напряжения ВДУ-125-У3 (а); гармонический состав тока и напряжения сети (б)

Также был исследован однофазный трансформаторный сварочный источник питания с конденсаторным умножителем напряжения и тиристорным регулированием сварочного тока ВДУ-201-У3 (на ток сварки до 200 А), разработан в ИЭС им. Е.О. Патона. Источник питания состоит из сварочного трансформатора с развитыми магнитными потоками рассеяния, конденсаторного умножителя напряжения с мостовой тиристорной схемой выпрямления, параллельно включенного дополнительного диодного мостового выпрямителя и фазосдвигающего реактора для обеспечения непрерывности сварочного тока при работе тиристоров. Коэффициенты нелинейных искажений тока и напряжения источника имели значения: $THD_I = 9,5-46,5 \%$, $THD_U = 1,8-3,9 \%$, К-фактор был равен 1,3-3,5. Отметим, что при номинальном сварочном токе, когда тиристоры полностью открыты, характеристики источника питания ВДУ-201-У3, по воздействию на сеть, близки к характеристикам источника питания ВДУ-125-У3.

АНАЛИЗ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Не смотря на все свои преимущества (малую массу, обеспечение заданной формы вольтамперной характеристики, высокий $\cos\phi$ и др.), сварочные инверторы генерируют в сеть наиболее широкий спектр гармонических составляющих тока и существенно искажают синусоидальную кривую тока и напряжения. Также они создают радиопомехи [13]. Это свидетельствует об

их плохой электромагнитной совместимости.

Полученные данные говорят о том, что для улучшения качества электроэнергии и снижения уровня генерируемых сварочным оборудованием высших гармоник тока и напряжения при работе инверторных источников питания необходимо применение фильтров высших гармоник тока. К подобным выводам также пришли китайские исследователи [14]. Так же необходимо применение фильтров совместно со сварочными трансформаторными источниками питания, у которых регулирование тока осуществляется электронными ключами (тиристорами). При этом исследованные сварочные источники питания, помимо обеспечения ими необходимых технологических показателей, будут иметь хорошую электромагнитную совместимость, снижать добавочные потери в проводах сети и подключенном к сети оборудовании.

Отметим положительные свойства трансформаторов и трансформаторных источников питания сварочной дуги, у которых регулирование сварочного тока осуществляется самим трансформатором [15] (без электронного блока регулирования тока). Именно эти источники, помимо своей технологичности, надежности и небольшой стоимости, менее всего воздействуют на сеть. Обусловлено это тем, что сварочный трансформатор имеет повышенную индуктивность рассеяния для обеспечения падающей вольтамперной характеристики [15, 16], что способствует уменьшению высших гармоник тока. Конденсаторы умножителя напряжения и сварочный трансформатор с развитыми магнитными потоками рассеяния, вообще, образуют своеобразный внутренний фильтр высших гармоник тока источника питания. Но сами высшие гармоники тока, в абсолютных значениях, довольно велики, поэтому для однофазных сварочных трансформаторов и источников питания, выполненных на их основе, не обязательно, но желательно применение фильтров высших гармоник тока.

Трансформаторные источники питания сварочной дуги, несмотря на их повышенную массу, обладают многими положительными свойствами и по праву занимают свое место на рынке сварочного оборудования. Поэтому такие источники питания, наряду с инверторными источниками, необходимо и в дальнейшем развивать и совершенствовать. Можно, например, использовать конденсаторные умножители напряжения, позволяющие существенно уменьшить массу трансформатора и потребляемый из сети ток, за счет пониженного вторичного напряжения. Применение устройств стабилизации горения сварочной дуги, позволяет достичь той же цели, к тому же, использовать при сварке электроды постоянного тока. Также перспективно совершенствование трансформаторных источников питания сварочной дуги, имеющих индуктивно-емкостную цепь, разработанных в Институте электросварки им. Е.О. Патона [17].

Наименьшая стоимость среди всех типов источников питания – основное достоинство источников питания с конденсаторными умножителями напряжения. При насыщенности рынка инверторными источниками питания источники с конденсаторными умножителями напряжения могут быть конкурентоспо-

собными благодаря своей низкой стоимости. Они выгодно отличаются от обычных сварочных трансформаторов массогабаритными характеристиками: примерно в 1,5-2 раза легче и в 1,5 раза меньшим уровнем тока, потребляемым из сети, более высоким коэффициентом полезного действия и коэффициентом мощности [4]. По массе, коэффициенту полезного действия, коэффициенту мощности, току, потребляемому из сети, источники питания с конденсаторными умножителями напряжения приближаются к инверторным источникам питания.

Отрицательным влиянием однофазных сварочных источников питания для сетей, в отличие от трехфазных источников, является то, что они значительно загружают нулевой провод высшими гармониками тока нулевой последовательности, не предназначенный для больших нагрузок. Поэтому, помимо резонансных индуктивно-емкостных фильтров высших гармоник тока [18], нужно применять автотрансформаторные фильтры токов нулевой последовательности [19, 20], предназначенные для трехфазных четырехпроводных сетей. Подобные фильтры, к тому же, симметрируют сеть. Они могут подключаться параллельно с сетью на входе в предприятие или здание, а также несколько фильтров по длине сети. В ряде случаев целесообразно применение с однофазными сварочными источниками питания, у которых наблюдается пониженное значение коэффициента мощности ($\cos\phi$), устройств компенсации реактивной мощности.

Такие фильтры практически не генерируют в сеть реактивную мощность и обладают повышенной надежностью при работе в "некачественных" сетях, обеспечивая снижение коэффициента THD_I до 5-15 % в однофазных сетях.

В Украине Институт электросварки им. Е.О. Патона и Институт электродинамики НАН Украины имеют большой опыт по разработке методик расчета параметров сетей и устройств подавления высших гармоник тока для улучшения электромагнитной совместимости.

ВЫВОДЫ

Значение коэффициента нелинейных искажений тока THD_I при работе однофазных сварочных источников питания лежит в диапазоне 8,7-121,5, а напряжения THD_U – 2,2-6,7 %, что свидетельствует о плохой электромагнитной совместимости большинства однофазных сварочных источников питания. Особенно опасна генерация третьей и кратных ей гармоник тока.

Коэффициент, учитывающий увеличение добавочных потерь от вихревых токов в оборудовании и сетях – K -фактор равен 1,38-7,3 %, что не позволяет отнести все однофазные сварочные источники питания к категории энергосберегающих. Лишь один источник питания с конденсаторным умножителем напряжения, у которого K -фактор был равен 1,31 %, можно назвать энергосберегающим.

Наиболее широкий спектр высших гармоник тока генерируют однофазные сварочные инверторы, которые более всего искажают синусоидальную форму тока и напряжения сети, что требует обязательного применения фильтров высших гармоник тока.

Совместно с однофазными источниками питания сварочной дуги целесообразно применение фильтров высших гармоник тока и фильтров токов нулевой последовательности, которые снижают коэффициент нелинейных искажений тока до значений 5-15 %. Для инверторных источников и трансформаторных источников, в которых регулирование тока осуществляется тиристорами, применение фильтров необходимо. Для ряда источников питания целесообразно использование устройств компенсации реактивной мощности.

Установлено, что однофазные трансформаторные источники питания, в которых регулирование сварочного тока осуществляется самим трансформатором (без электронного регулирования тока), помимо своей технологичности, надежности и небольшой стоимости, оказывают наименьшее влияние на сеть.

Трансформаторные источники питания сварочной дуги обладают многими положительными свойствами, в частности хорошей электромагнитной совместимостью, и по праву занимают свое место на рынке сварочного оборудования. Поэтому создание источников питания сварочной дуги на основе трансформаторов необходимо развивать и совершенствовать, например, используя конденсаторные умножители напряжения, устройства стабилизации горения сварочной дуги или индуктивно-емкостную цепь.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Патон Б.Е. Проблемы сварки на рубеже веков // Автоматическая сварка. – 1999. – № 1. – С. 4-14.
2. Лебедев В.К. Современные тенденции развития сварочных источников питания // Новые сварочные источники питания: Сб. науч. тр. – К.: АН Украины. ИЭС им. Е.О. Патона, 1992. – С. 5-13.
3. Схемотехника инверторных источников питания для дуговой сварки / Е.Н. Верещаго, В.Ф. Квасницкий, Л.Н. Мирощинченко, И.В. Пентегов. – Николаев: УГМТУ, 2000. – 283 с.
4. Пентегов И.В., Рымар С.В., Латанский В.П. Перспективы развития новых типов трансформаторов для ручной дуговой сварки // Вісник Призовського державного технічного університету. – Маріуполь: ПДТУ, 2000. – Вип. № 10. – С. 217-223.
5. Paice D.A. Power Electronic Converter Harmonics. Multipulse Methods for Clean Power. – NY: IEEE PRESS, 1995. – 202 p.
6. Пентегов И.В., Волков И.В., Levin M. Устройства подавления высших гармоник тока // Технічна електродинаміка: Тем. випуск. Проблеми сучасної електротехніки. – К.: ІЕД НАНУ, 2002. – Ч. 1. – С. 13-22.
7. ДСТУ ІЕС 61000-3-2:2004. Електромагнітна сумісність. Ч. 3-2: Норми. Норми на емісію гармонік струму (для сили вхідного струму обладнання не більше 16 А на фазу). – К.: Держспоживстандарт України, 2007. – 18 с.
8. IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems : IEEE Standard 519-1992. – IEEE Standards Board, 1992. – 93 p.
9. Сварочные источники питания с импульсной стабилизацией горения дуги / Б.Е. Патон, И.И. Заруба, В.В. Дыменко, А.Ф. Шатан. – К.: Екотехнологія, 2007. – 248 с.
10. Пентегов И.В., Латанский В.П., Склифос В.В. Малогабаритные источники питания с улучшенными энергетическими показателями // Новые сварочные источники питания: Сб. науч. тр. – К.: АН Украины. ИЭС им. Е.О. Патона. – 1992. – С. 66-71.
11. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. – М.: Высш. шк., 1964. – 750 с.
12. Сидоренко В.Н., Кункин Д.Д., Москович Г.Н. Гармонический анализ переменного тока электрической сварочной

дуги // Технічна електродинаміка: Тем. випуск. Силова електроніка та енергоефективність. Ч. 1. – К.: ІЕД НАНУ, 2011. – С. 219-222.

13. Оценка параметров электромагнитной совместимости оборудования для дуговой сварки / А.Е. Коротынский, Е.А. Копиленко, Г.В. Павленко, Г.Л. Павленко // Сварочное производство. – 2005. – № 11. – С. 9-12.

14. Suppression Technology of Electromagnetic Disturbance for IGBT Inverter Welder / Jie-Guang Xiao, Min-Zhou Xing, Gang Xiong, Yi Li, Ming-Hong Luo // Dian Han Ji Electric Welding Machine. – 2009. – V. 39. – No. 12. – P. 39-42.

15. Патон Б.Е., Лебедев В.К. Электрооборудование для дуговой и шлаковой сварки. – М.: Машиностроение, 1966. – 360 с.

16. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением / Под ред. акад. Б.Е. Патона. – М.: Машиностроение, 1974. – 768 с.

17. Коротынский А.Е. Ограничение напряжения холостого хода в резонансных сварочных источниках // Автоматическая сварка. – 2001. – № 2. – С. 46-49.

18. Улучшение качества электроэнергии в сетях промышленных предприятий посредством фильтров высших гармоник тока / И.В. Волков, М.Н. Курильчук, И.В. Пентегов, С.В. Рымар // Вісник Приазовського державного технічного університету. Зб. наук. праць. Енергетика. – Маріуполь: ПДТУ, 2005. – Ч. 2, вип. № 15. – С. 15-19.

19. Шидловский А.К., Кузнецов В.Г. Повышение качества энергии в электрических сетях / А.К. Шидловский, В.Г. Кузнецов. – К.: Наук. думка, 1985. – 268 с.

20. Пат. на винахід UA 88912 C2 Україна, МПК (2009) H01F27/24. Трифазний фільтр гармонік струмів нульової послідовності автотрансформаторного типу / І.В. Пентегов, І.В. Волков, С.В. Римар, В.М. Безручко, Б.Б. Ларченко, Г.С. Кривенко, М.І. Левін (Україна (UA)); Чернігівський державний технологічний університет (UA). – № а 2007 01489; Заявл. 12.02.2007; Опубл. 10.12.2009, Бюл. № 23. – 4 с.

Bibliography (transliterated): 1. Paton B.E. Problemy svarki na rubezhe vekov // Avtomaticheskaya svarka. - 1999. - № 1. - S. 4-14. 2. Lebedev V.K. Sovremennye tendencii razvitiya svarochnykh istochnikov pitaniya // Novye svarochnye istochniki pitaniya: Sb. nauch. tr. - K.: AN Ukrainy. GES im. E.O. Patona, 1992. - S. 5-13. 3. Shemotehnika invertornykh istochnikov pitaniya dlya dugovoy svarki / E.N. Vereschago, V.F. Kvasnickij, L.N. Mirosnichenko, I.V. Pentegov. - Nikolaev: UGMTU, 2000. - 283 s. 4. Pentegov I.V., Rymar S.V., Latanskij V.P. Perspektivy razvitiya novykh tipov transformatorov dlya ruchnoj dugovoy svarki // Visnik Priazovskogo derzhavnogo tehnicnogo universitetu. - Mariupol': PDTU, 2000. - Vip. № 10. - S. 217-223. 5. Paice D.A. Power Electronic Converter Harmonics. Multipulse Methods for Clean Power. - NY: IEEE PRESS, 1995. - 202 p. 6. Pentegov I.V., Volkov I.V., Levin M. Ustrojstva podavleniya vysshix garmonik toka // Tehnichna elektrodinamika: Tem. vipusk. Problemi suchasnoi elektrotehniki. - K.: IED NANU, 2002. - Ch. 1. - S. 13-22. 7. DSTU IEC 61000-3-2:2004. Elektromagnitna sumisnist'. Ch. 3-2: Normi. Normi na emisiju garmonik strumu (dlya sili vhidnogo strumu obladnannya ne bil'she 16 A na fazu). - K.: Derzhspozhivstandart Ukraini, 2007. - 18 s. 8. IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems : IEEE Standard 519-1992. - IEEE Standards Board, 1992. - 93 p. 9. Svarochnye istochniki pitaniya s impul'snoj stabilizaciej gorenija dugi / B.E. Paton, I.I. Zaruba, V.V. Dymenko, A.F. Shatan. - K.: Ekotehnologiya, 2007. - 248 s. 10. Pentegov I.V., Latanskij V.P., Sklifos V.V. Malogabaritnye

istochniki pitaniya s uluchshennymi `energeticheskimi pokazatelyami // Novye svarochnye istochniki pitaniya: Sb. nauch. tr. - K.: AN Ukrainy. GES im. E.O. Patona. - 1992. - S. 66-71. 11. Bessonov L.A. Teoreticheskie osnovy `elektrotehniki. - M.: Vyssh. shk., 1964. - 750 s.

12. Sidorec V.N., Kunkin D.D., Moskovich G.N. Garmonicheskij analiz peremennogo toka `elektricheskoy svarochnoj dugi // Tehnichna elektrodinamika: Tem. vipusk. Silova elektronika ta energoefektivnist'. Ch. 1. - K.: IED NANU, 2011. - S. 219-222. 13. Ocenka parametrov `elektromagnitnoj sovmestivosti oborudovaniya dlya dugovoy svarki / A.E. Korotynskij, E.A. Kopilenko, G.V. Pavlenko, G.L. Pavlenko // Svarochnoe proizvodstvo. - 2005. - № 11. - S. 9-12. 14. Suppression

Technology of Electromagnetic Disturbance for IGBT Inverter Welder / Jie-Guang Xiao, Min-Zhou Xing, Gang Xiong, Yi Li, Ming-Hong Luo // Dian Han Ji Electric Welding Machine. - 2009. - V. 39. - No. 12. - P. 39-42. 15. Paton B.E., Lebedev V.K. `Elektrooborudovanie dlya dugovoy i shlakovoy svarki. - M.: Mashinostroenie, 1966. - 360 s. 16. Tehnologiya `elektricheskoy svarki metallov i splavov plavlenniem / Pod red. akad. B.E. Patona. - M.: Mashinostroenie, 1974. - 768 s. 17. Korotynskij A.E. Ogranichenie napryazheniya holostogo hoda v rezonansnykh svarochnykh istochnikah // Avtomaticheskaya svarka. - 2001. - № 2. - S. 46-49.

18. Uluchshenie kachestva `elektro`energii v setyah promyshlennykh predpriyatij posredstvom fil'trov vysshix garmonik toka / I.V. Volkov, M.N. Kuril'chuk, I.V. Pentegov, S.V. Rymar // Visnik Priazovskogo derzhavnogo tehnicnogo universitetu. Zb. nauk. prac'. Energetika. - Mariupol': PDTU, 2005. - Ch. 2, vip. № 15. - S. 15-19. 19. Shidlovskij A.K., Kuznecov V.G. Povyshenie kachestva `energii v `elektricheskikh setyah / A.K. Shidlovskij, V.G. Kuznecov. - K.: Nauk. dumka, 1985. - 268 s. 20. Pat. na vinahid UA 88912 C2 Ukraini, MPK (2009) H01F27/24. Trifaznij fil'tr garmonik strumiv nul'ovoї poslidoynosti avtotransformatornogo tipu / I.V. Pentegov, I.V. Volkov, S.V. Rymar, V.M. Bezruchko, B.B. Larchenko, G.S. Krivenko, M.I. Levin (Ukraina (UA)); Chernigivskij derzhavnij tehnologichnij universitet (UA). - № а 2007 01489; Zayavl. 12.02.2007; Opubl. 10.12.2009, Byul. № 23. - 4 s.

Поступила 20.09.2011

Пентегов Игорь Владимирович, д.т.н., проф., в.н.с.

Рымар Сергей Владимирович, д.т.н., с.н.с., в.н.с.

Жерносеков Анатолий Максимович, к.т.н., с.н.с., с.н.с.

Сидорец Владимир Николаевич, д.т.н., с.н.с., в.н.с.

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины 03680, Киев-150, ул. Боженко, 11

тел. (044) 206-13-88, e-mail: magn@i.com.ua

тел. (044) 205-25-33, e-mail: elmag@paton.kiev.ua

тел. (044) 200-44-78, e-mail: maximan23@i.ua

тел. (044) 205-23-49, e-mail: sidvn@ua.fm

Pentegov I.V., Rymar S.V., Zhernosekov A.M., Sydorets V.N.

Electromagnetic compatibility of arc welding power sources.

Harmonic composition of electric mains under operation of single-phase inverter and transformer welding power sources has been investigated. It is revealed that the inverter power sources generate a wide spectrum of major current harmonics, especially zero-sequence currents, in the mains, which worsens their electromagnetic compatibility and requires application of major current harmonics filters. The transformer power sources generate considerably-smaller current harmonics and are characterized by good electromagnetic compatibility.

Key words – harmonics, electromagnetic compatibility, welding power sources, inverter, transformer.

К ДЕСЯТИЛЕТИЮ МОНОГРАФИИ В.Ф. ШИНКАРЕНКО «ОСНОВИ ТЕОРІЇ ЕВОЛЮЦІЇ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ»

Теорія еволюції електромеханічних систем виявила свою теоретичну і практичну неспроможність. Вона ігнорує фундаментальні закони електротехніки і електромеханіки та відволікає майбутніх фахівців в галузі електричних машин і апаратів від вирішення нагальних актуальних проблем, що висуюються практикою.

Теория эволюции электромеханических систем показала свою теоретическую и практическую несостоятельность. Она игнорирует фундаментальные законы электротехники и электромеханики и отвлекает будущих специалистов в области электрических машин и аппаратов от решения насущных актуальных проблем, выдвигаемых практикой.

Исполняется десять лет со дня выхода в свет монографии д.т.н. Шинкаренко В.Ф. «**Основы теорії еволюції електромеханічних систем**» (Київ, Наукова думка, 2002, 285 с.). В развитии идей, изложенных в монографии, В.Ф. Шинкаренко опубликовал серию статей (единолично либо в соавторстве), краткий перечень некоторых из них приведен в конце данной статьи. Прошедшего времени вполне достаточно для анализа и оценки основных положений предложенной теории. Сделать это крайне необходимо, поскольку автор активно пропагандирует и продвигает свою теорию, в то время как научная экспертиза основных положений этой теории фактически не проводилась. Научная экспертиза данной теории необходима, так как автор высоко поднял планку собственных притязаний: заявил о необходимости «...**обновления електромеханічної фундаментальної науки...**» и объявил о создании им генетической электромеханики, которая, по его мнению, является вершиной развития электромеханики как науки в целом. Более того, я с удивлением узнал, что автор названной теории, используя свое временное пребывание в экспертном совете ВАК, ввел в паспорт специальности 05.09.01 «Электрические машины и аппараты» первым абзацем предложенную им теорию эволюции электромеханических систем в качестве обязательного направления подготовки научных и педагогических кадров, причем это было сделано без обсуждения и необходимого в этих случаях консенсуса с ведущими специалистами в данной области. Многие мои коллеги – ученые-электромеханики скептически относятся к «теории эволюции ЭМС» и, не видя в ней для себя актуальности, не планируют использовать ее в своей деятельности, проявляя при этом к ней определенное безразличие. Однако, учитывая упомянутые факты, считаю нужным наконец-то дать этой теории принципиальную оценку.

Суть теории эволюции электромеханических систем состоит в том, что, используя структурно-системный подход, предлагается рассматривать электромеханические преобразователи энергии (ЭМПЭ) как систему, находящуюся в состоянии эволюционного развития. При этом проводится аналогия с законами эволюции биологических систем, на основании чего автор вводит в электромеханику непривычные, заимствованные из биологии и генетики категории и терминологию. Можно было бы сразу отметить недостаточность обоснованный характер такой аналогии, поскольку биологические системы, в отличие от соз-

данных человеком технических систем, например, электрических машин, являются вполне самостоятельными и способными к эволюционному саморазвитию. Тем не менее, в общем виде эта идея поначалу представлялась полезной, чем и был вызван к ней интерес специалистов-электромехаников, в том числе и мой. Однако, как и все теории в сфере технических наук, предложенная теория прежде всего должна иметь прикладной аспект, направленный на создание конкурентоспособных ЭМПЭ, имеющих высокие функциональные показатели. Вот тут-то и оказалось, что данная теория является бесплодной, и причина этому кроется в следующем.

Основной теоретический и практический результат теории эволюции электромеханических систем направлен на получение новых **геометрических** структур ЭМПЭ. В основе теории лежит достаточно простая классификация **геометрических** форм источников электромагнитного поля (обмоток) ЭМПЭ. Рассматривая плоские, цилиндрические, сферические формы, их протяженные и усеченные варианты, автор, применяя взятые из биологии алгоритмы синтеза новых объектов, получает многообразие вариантов структур (геометрических форм) ЭМПЭ. Магнитное поле, а точнее его весьма далекое от истины отображение (задается только априорно предполагаемое направление магнитных потоков), прилагается к указанным формам искусственно, без всякой связи с обмотками, которые как раз и являются основными его источниками. Стартуя от таких «геномов» при построении своей таблицы классификации ЭМПЭ и в отсутствие, кстати говоря, второй части (статора или ротора), вряд ли возможно оценить электромеханическую эффективность синтезируемых объектов. Недостаточно обоснованным является в этих условиях и рассуждения о наследственности, т.к. никаких аналогов ДНК и РНК – носителей генетической преемственности – автором генетической теории не предложено. А такими аналогами как раз и могут являться элементарные обмотки (совокупности элементарных токов), которые и в отсутствие магнитной системы – формы – могут создавать и создают магнитные поля. Используемые В.Ф. Шинкаренко понятия симметрии, введенные им при построении таблицы классификации ЭМПЭ, резко расходятся и даже противоречат классической трактовке, которая позволяет раскрыть суть многих физических явлений. Эти понятия основаны только на изменении формы магнитопровода и совершенно не учитывают изменение

симметрии обмоток, второй части ЭМ и всей системы в целом, что, конечно же, недопустимо.

Автор полагает, что предлагаемая им методология структурного синтеза не только универсальна, но и позволяет в кратчайшие сроки осознанно пройти весь путь эволюционного развития различных классов ЭМПЭ, собрав при этом все те их варианты, которые оказались незамеченными в процессе слепого, случайного, как утверждает автор, поиска на протяжении многих минувших десятилетий развития электромеханики.

Такой формальный по своей сути подход к синтезу ЭМПЭ является совершенно непродуктивным, поскольку способен синтезировать лишь «информационный шум» – множество абсолютно не востребованных для практического применения ЭМПЭ. **По существу, такая методология реализует чисто комбинаторный подход, при котором с помощью формальных алгоритмов продуцируется большое число объектов без элементарного их анализа.** Предлагаемая теория не содержит «ни физики, ни математики», и поэтому не может идти ни в какое сравнение с выверенной, классической теорией электрических машин. Теория эволюции дает только общее описание геометрической структуры синтезированных в ней объектов, она не в состоянии дать даже приблизительную количественную оценку ожидаемых характеристик. Этого явно недостаточно для современной технической науки. **Поэтому идея «... оновлення електромеханічної фундаментальної науки...» на основе теории эволюции электромеханических систем является ложной, контрпродуктивной и опасной, особенно если она без консенсуса специалистов-электромехаников внедряется в сферу технического образования.**

Проблема построения оптимальных структур отдельных классов ЭМПЭ возникла давно, фактически на начальном этапе развития электромеханики. По мере необходимости эта проблема успешно решается и сейчас, однако на основе глубоких физических представлений о происходящем в ЭМПЭ электромеханическом преобразовании энергии. Удивительно, но в предлагаемой теории эволюции электромеханических систем основополагающий закон электромеханического преобразования энергии практически не учитывается. Как же можно без этой доминанты синтезировать ЭМПЭ? В классической электромеханике давно доказано, что для эффективного преобразования энергии в ЭМПЭ необходимо обеспечить, например, максимальный магнитный поток взаимной индукции между первичной и вторичной обмотками ЭМПЭ. Существует еще ряд важных требований к ЭМПЭ, основанных на строгих физических представлениях. Все варианты, которые не удовлетворяют этим требованиям, рассматривать бессмысленно, поскольку они заведомо будут неработоспособными либо неэффективными. Именно по «физическому» пути шли классики электромеханики, создав высокоэффективные ЭМПЭ различных типов с максимально достижимыми энергетическими и функциональными показателями. Так, КПД лучших созданных электрических машин достигает 99%, разработаны машины со сложным характером движения подвижной части (ротора)

и др. Поэтому можно смело утверждать, что многочисленными талантливыми учеными и инженерами-электромеханиками в процессе «слепого и случайного развития» ЭМПЭ, как пишет автор, ничего не пропущено и не утеряно, принципы построения оптимальных электрических машин сформулированы, их конструкции разработаны и успешно функционируют.

Таким образом, предлагаемая теория эволюции практически не создает ничего нового. Об этом свидетельствует также и отсутствие на практике эффективных объектов и предложений, которые были бы получены на основе этой теории.

В теории эволюции ЭМПЭ просматриваются четкие признаки эклектики и манипулятивности. Смешиваются разнородные и несовместимые понятия. Созданные ранее машины представляются так, как будто они были синтезированы с помощью теории эволюции. Особенно манипулятивность проследживается при выборе терминологии. Создается впечатление, что обилием чужеродных для электромеханики терминов автор специально стремится затруднить восприятие теории, придать ей особую значимость и новизну. В действительности все результаты можно было бы изложить с помощью более понятной для электромехаников классической терминологии.

Говоря об эволюции ЭМПЭ, следует отметить, что развитие электрических машин в последние десятилетия происходит не благодаря синтезу их новых форм, а прежде всего, благодаря появлению и использованию новых электротехнических и конструкционных материалов, систем охлаждения, разработке специальных систем управления электрическими машинами, придающих им особые характеристики и функциональные возможности. Всем этим факторам в рассматриваемой теории совершенно нет места.

В последнее время автор устремил свою мысль к еще более глобальным обобщениям: теперь в сфере его интересов эволюция не только электрических машин, но и эволюция химических элементов, систем чисел и других совершенно разных объектов (доклад на Симпозиуме SIEMA 2011, НТУ «ХПИ», г. Харьков и др.). Очевидно, что такое обобщение лежит скорее в сфере философии.

Особую остроту приобретает проблема преподавания рассматриваемой теории эволюции студентам-электромеханикам. Недопустимой является ситуация, при которой студент, недополучая реальные знания, необходимые ему для успешной адаптации на рынке труда, тратит учебное время на освоение бесполезной для него теории. Особенно когда это делается за счет средств госбюджета. Для студентов уровня подготовки «бакалавр» изучение дисциплин, связанных с теорией эволюции электромеханических систем, следует полностью исключить. Для студентов уровня «магистр» эту теорию можно изучать лишь в дополнительных факультативных курсах по выбору студентов. Не менее проблематичной является направленность подготовки аспирантов по данной тематике: молодые люди, защитившие диссертации в рамках данной теории, в дальнейшем будут вынуждены переучиваться, поскольку полученные в период их аспирантской подготовки «знания» вряд ли когда-либо будут востребованы.

ВИВОДИ

На основани вищеизложеного следует, что предложенная теория эволюции электромеханических систем не способствует решению реальных проблем электромеханики и поэтому является неактуальной. Она игнорирует классическую теорию электрических машин, основанную на фундаментальных законах электротехники и электромеханики, и поэтому с точки зрения теории и практики является несостоятельной. Преподавание этой теории в высших технических учебных заведениях отвлекает будущих специалистов в области электрических машин и аппаратов от подготовки к решению насущных и актуальных научно-технических проблем, выдвигаемых практикой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Основи теорії еволюції електромеханічних систем / В.Ф. Шинкаренко; Нац. техн. ун-т України «Київ. політехн. ін-т». – К.: Наук. думка, 2002. – 285 с. – Бібліогр.: 225 назв. – ISBN 966-00-0016-2. – укр.
2. Генетический анализ и систематика видов асинхронных машин поступательного движения (род плоских) / В.Ф. Шинкаренко, А.А. Августинович // Электротехника і електромеханіка. – 2003. – № 4. – С. 92-100.
3. Обертіві електричні машини: область існування, геноміка і таксономія класу / В.Ф. Шинкаренко // Електротехніка і електромеханіка. – 2005. – № 1. – С. 74-78.
4. Цилиндрические электрические машины поступательного движения: генетический анализ и таксономическая структура класса / В.Ф. Шинкаренко, А.А. Августинович, О.С. Нестыкайло // Электротехника і електромеханіка. – 2005. – № 3. – С. 56-60.
5. Конические электрические машины: структурно-системный анализ класса / В.Ф. Шинкаренко, В.С. Белинский // Электромашинобуд. та електрообладн.: Міжвід. наук.-техн. зб. – 2005. – Вип. 64. – С. 54-61.
6. Принципы построения эволюционной систематики структур электромеханических систем / В.Ф. Шинкаренко // Техн. электродинамика. – 2000. – № 2. – С. 45-49.
7. Принципы построения и генетическая классификация порождающих структур электрических машин с инверсным движением подвижных частей / П. Шымчак, В.Ф. Шинкаренко // Техн. электродинамика. – 2001. – № 5. – С. 45-49.
8. Генетически допустимое разнообразие электрических машин с предельным использованием активного объема / В.Ф. Шинкаренко, С.А. Маляренко, А.О. Тороповский // Электромех. і енергозберігаючі системи. – 2011. – Вип. 1. – С. 86-89.
9. Генетическое предвидение как системная основа в стратегии управления инновационным развитием технических систем / В.Ф. Шинкаренко // Пр. Тавр. держ. агротехнол. ун-ту. – 2011. – Вип. 11. – Т. 4. – С. 3-19.
10. Принципы структурной организации электромеханических объектов с электромагнитной инверсией / В.Ф. Шинкаренко, В.В. Лысак // Электромех. і енергозберігаючі системи. – 2011. – Вип. 3. – С. 103-106.

Від редакційної колегії

Ми вдячні професору Юрію Андрійовичу Шумилову за довіру до нашого журналу, в який направлено для опублікування статтю, де він висловлює свою оцінку теорії еволюції електромеханічних систем. Сповідуючи принцип свободи слова, редакційна колегія публікує статтю без редакційного втручання, у тому вигляді, в якому подав її автор. Підкреслюючи неприпустимість застосування будь якого тиску на наукову діяльність, ми надаємо можливість нашим читачам та авторам зробити власні висновки, враховуючи практичні досягнення електротехніки й електромеханіки, втілені у реальні прогресивні конструкції вітчизняних та зарубіжних електричних та електромеханічних систем.

Бажаючи усім авторам та читачам журналу «Електротехніка і електромеханіка» творчої наснаги, успіхів у науковій, педагогічній та практичній діяльності, ми закликаємо їх висловити на шпальтах нашого журналу свої думки щодо тенденцій розвитку технічних наук, зокрема електротехніки й електромеханіки, а також змісту освіти у цих галузях.

11. Спрямований пошук і синтез гомологічних рядів однообмоткових електромеханічних дезінтеграторів багатofакторної дії з інверсними магнітними полями / В.Ф. Шинкаренко, В.В. Лысак, М.М. Новікова // Электромех. і енергозберігаючі системи. – 2011. – Вип. 1. – С. 63-67.

Bibliography (transliterated): 1. Osnovi teorii evolyucii elektromehaničnih sistem / V.F. Shinkarenko; Nac. tehn. un-t Ukraїni «Kiїv. politehn. in-t». - K.: Nauk. dumka, 2002. - 285 s. - Bibliogr.: 225 nazv. - ISBN 966-00-0016-2. - ukp. 2. Geneticheskij analiz i sistematika vidov asinhronnyh mashin postupatel'nogo dvizheniya (rod ploskih) / V.F. Shinkarenko, A.A. Avgustinovich // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2003. - № 4. - S. 92-100. 3. Obertovi elektrichni mashini: oblast' isnuvannya, genomika i taksonomiya klasu / V.F. Shinkarenko // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2005. - № 1. - S. 74-78. 4. Cilindricheskie elektricheskie mashiny postupatel'nogo dvizheniya: geneticheskij analiz i taksonomicheskaya struktura klasa / V.F. Shinkarenko, A.A. Avgustinovich, O.S. Nestykajlo // Elektrotehnika i elektromehaniika. - 2005. - № 3. - S. 56-60. 5. Konicheskie `elektricheskie mashiny: strukturno-sistemnyj analiz klasa / V.F. Shinkarenko, V.S. Belinskij // Elektromashinobud. ta elektroobladn.: Mizhvid. nauk.-tehn. zb. - 2005. - Vip. 64. - S. 54-61. 6. Principy postroeniya `evolyucionnoj sistematiki struktur `elektromehaniicheskih sistem / V.F. Shinkarenko // Tehn. elektrodinamika. - 2000. - № 2. - S. 45-49. 7. Principy postroeniya i geneticheskaya klassifikaciya porozhdayuschih struktur `elektricheskih mashin s inverсным dvizheniem podviznyh chastej / P. Shymchak, V.F. Shinkarenko // Tehn. elektrodinamika. - 2001. - № 5. - S. 45-49. 8. Geneticheski dopustimoe raznoobrazie `elektricheskih mashin s predel'nyim ispol'zovaniem aktivnogo ob'ema / V.F. Shinkarenko, S.A. Malyarenko, A.O. Toropovskij // Elektromeh. i energozberigayuchi sistemi. - 2011. - Vip. 1. - S. 86-89. 9. Geneticheskoe predvidenie kak sistemnaya osnova v strategii upravleniya innovacionnym razvitiem tehniicheskikh sistem / V.F. Shinkarenko // Pr. Tavr. derzh. agrotehnol. un-tu. - 2011. - Vip. 11. - T. 4. - S. 3-19. 10. Principy strukturnoj organizacii `elektromehaniicheskikh ob'ektov s `elektromagnitnoj inversej / V.F. Shinkarenko, V.V. Lysak // Elektromeh. i energozberigayuchi sistemi. - 2011. - Vip. 3. - S. 103-106. 11. Spryamovaniy poshuk i sintez gomologichnih ryadiv odnoobmotkovih elektromehaniichnih dezintegratoriv bagatofaktornoї diї z inversnimi magnitnimi poliyami / V.F. Shinkarenko, V.V. Lisak, M.M. Novikova // Elektromeh. i energozberigayuchi sistemi. - 2011. - Vip. 1. - S. 63-67.

Поступила 27.12.2011

Шумилов Юрий Андреевич, д.т.н., проф.

Национальный технический университет Украины
«Киевский политехнический институт»
кафедра электромеханики
03056, Киев, пр. Перемоги, 37, корп. 20
e-mail: yuri2007@voliacable.com

Shumilov Yu.A.

On the tenth anniversary of monograph «Fundamentals of the electromechanical system evolution theory» by V.F. Shinkarenko.

The proposed theory of electromechanical system evolution has shown its theoretical and practical inefficiency. It diverts future specialists in the field of electrical machines and apparatus from current real-world problems.

Key words – electromechanical system evolution, biology, genetics, laws of electrical engineering, inefficiency.

ВЫДЕЛЯЕТСЯ ЛИ АКТИВНАЯ МОЩНОСТЬ РЕАКТИВНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ?

На підставі апарату теорії рядів Фур'є обґрунтована відсутність виділення активної потужності в індуктивності при безперервному періодичному струмі в ній і в ємкості при безперервній періодичній напрузі на ній.

На основании аппарата теории рядов Фурье обосновано отсутствие выделения активной мощности в индуктивности при непрерывном периодическом токе в ней и в емкости при непрерывном периодическом напряжении на ней.

В статьях, опубликованных в последнее время, например [1, 2], рассматривается вопрос о существовании явления выделения активной мощности реактивными элементами при экспофункциональных воздействиях на электрическую цепь, и применении этого явления в телекоммуникациях для компенсации потерь в реактивных элементах [3]. При теоретическом доказательстве достоверности открытия этого явления использовался переход к комплексной мощности, а также рассмотрение процессов, происходящих в электрических цепях во временной области. Кроме того, для этой же цели был применен аппарат теории рядов Фурье. В результате было показано [2], что при экспофункциональном токе (рис. 1)

$$i_L(t) = I_{LM} e^{\pm \lambda t} \sin(\omega t + \varphi_i)$$

в индуктивности L возникает мгновенная мощность

$$p_L(t) = \pm \lambda L I_{LM}^2 e^{\pm 2\lambda t} \sin^2(\omega t + \varphi_i) + \omega L I_{LM}^2 e^{\pm 2\lambda t} \sin(\omega t + \varphi_i) \cos(\omega t + \varphi_i).$$

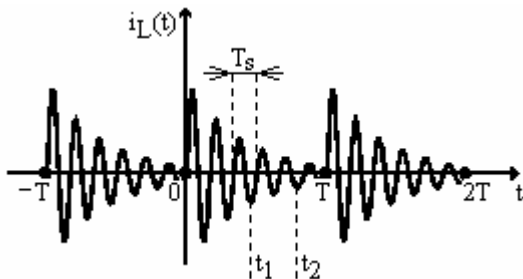


Рис. 1. Экспофункциональное воздействие

Первое слагаемое было названо "мгновенной активной мощностью", а второе – "мгновенной реактивной мощностью". В случае верхнего знака первое слагаемое показывает, что индуктивность потребляет часть электрической энергии, а в случае нижнего – отдает во внешнюю цепь часть электрической энергии. Далее сделан вывод о том, что индуктивность выделяет активную мощность при экспофункциональном воздействии.

В то же время в электротехнике показано, что в реактивных элементах (по определению!) активная мощность равна нулю [4]. Целью статьи является анализ возможности существования активной мощности в реактивных элементах электрических цепей при экспофункциональных воздействиях.

В электротехнике известно следующее определение активной мощности [4]: под активной мощно-

стью P понимают среднее значение мгновенной мощности за период T

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T p(t) dt = \frac{1}{T} \int_0^T u(t) i(t) dt. \quad (1)$$

Ток в индуктивности непрерывен, в частности он не имеет разрыва в крайних точках периода t_1, t_2 :

$$i_L(t_1 + 0) = i_L(t_2 - 0) = i_L(t_2 + 0) = \dots, \quad (2)$$

при этом напряжение на индуктивности не содержит импульсных δ -функций. В этих условиях периодические ток и напряжение на индуктивности представляются сходящимися рядами Фурье:

$$i_L(t) = I_0 + I'_{M1} \sin \omega t + I''_{M1} \cos \omega t + I'_{M2} \sin 2\omega t + I''_{M2} \cos 2\omega t + \dots;$$

$$u_L(t) = L \frac{di_L(t)}{dt} = \omega L \cdot I'_{M1} \cos \omega t - \omega L \cdot I''_{M1} \sin \omega t + 2\omega L \cdot I'_{M2} \cos 2\omega t - 2\omega L \cdot I''_{M2} \sin 2\omega t + \dots$$

Оценим величину интеграла (1). Очевидно,

$$\frac{1}{T} \int_0^T I_0 \cdot u_L(t) dt = 0. \text{ Интегралы за период от всех про-}$$

изведенных синусоид и косинусоид также нулевые. Это же справедливо для всех произведений синусоид различных частот и для всех произведений косинусоид различных частот. Подсчитаем интегралы от квадратов синусоид и косинусоид:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{T} \int_0^T (-k\omega L \cdot I'_{Mk} I''_{Mk} \sin^2 k\omega t + k\omega L \cdot I'_{Mk} I''_{Mk} \cos^2 k\omega t) dt = \\ & = \frac{k\omega L \cdot I'_{Mk} I''_{Mk}}{T} \int_0^T (-\sin^2 k\omega t + \cos^2 k\omega t) dt = \\ & = \frac{k\omega L \cdot I'_{Mk} I''_{Mk}}{T} \int_0^T \cos 2k\omega t dt = 0, \quad k = 1, 2, \dots \end{aligned}$$

Таким образом, активная мощность индуктивности при непрерывном периодическом токе в ней равна нулю независимо от конкретной формы тока, т.е. в индуктивности не происходит необратимого преобразования электрической энергии. Подобным же образом можно убедиться в аналогичном выводе и для емкости при непрерывном периодическом напряжении на ней.

В работах [2, 3] при анализе активной мощности не применялось интегрирование за период, что ставит под сомнение сделанные в работах выводы о наличии активной мощности в реактивных элементах. В рабо-

те [1] получено верное выражение для активной мощности в индуктивности

$$P = \frac{L}{2(t_2 - t_1)} \left[i_L^2(t_2) - i_L^2(t_1) \right], \quad t_2 = t_1 + T,$$

однако не учтено, что периодический ток в индуктивности должен быть непрерывен (2). При выполнении условия (2) очевидно $P = 0$.

При периодизации экспофункционального тока $i_L(t) = I_{LM} e^{\pm \lambda t} \sin(\omega t + \varphi_i)$ в [1] условие (2) выполняется в любой паре моментов t_1, t_2 перехода синусоиды через нуль. Если же начальный момент t_1 выбирается такой, что $\sin \omega t_1 \neq 0$ (рис. 1), то момент $t_2 = t_1 + T$ должен выбираться из условия (2), что приводит к трансцендентному уравнению для t_2 и $t_2 \neq kT_S + t_1$, как это принято в [1].

ВЫВОД

В статье показано, что активная мощность в индуктивности в классическом понимании этого слова при периодическом непрерывном токе равна нулю, и активная мощность в емкости при периодическом непрерывном напряжении на ней также равна нулю.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Иваницкий А.М. Доказательство существования явления активной мощности реактивными элементами электрической цепи с помощью рядов Фурье / А.М. Иваницкий // Наук. праці ОНАЗ ім О.С. Попова. – 2010. – № 1.
2. Иваницкий А.М. Простое доказательство существования явления выделения активной мощности реактивными элементами / А.М. Иваницкий // Наук. праці ОНАЗ ім О.С. Попова. – 2007. – № 1. – С. 3-5.
3. Иваницкий А.М. Исследование явления выделения активной мощности реактивными элементами при экспофункциональных воздействиях / А.М. Иваницкий, Д.Г. Паску // Изв. вузов. Сер. Радиоэлектроника. – Киев. – 2008. – Т. 51. – № 10. – С. 33-39.

4. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. Электрические цепи / Л.А. Бессонов. – М.: изд-во "Юрайт". – 2011. – 701 с.

Bibliography (transliterated): 1. Ivanickij A.M. Dokazatel'stvo suschestvovaniya yavleniya aktivnoj moschnosti reaktivnymi `elementami `elektricheskoy cepi s pomosh'yu ryadov Fur'e / A.M. Ivanickij // Nauk. pracі ONAZ im O.S. Popova. - 2010. - № 1. 2. Ivanickij A.M. Prostoe dokazatel'stvo suschestvovaniya yavleniya vydeleniya aktivnoj moschnosti reaktivnymi `elementami / A.M. Ivanickij // Nauk. pracі ONAZ im O.S. Popova. - 2007. - № 1. - S. 3-5. 3. Ivanickij A.M. Issledovanie yavleniya vydeleniya aktivnoj moschnosti reaktivnymi `elementami pri `ekspofunkcional'nyh vozdeystviyah / A.M. Ivanickij, D.G. Pasku // Izv. vuzov. Ser. Radio`elektronika. - Kiev. - 2008. - T. 51. - № 10. - S. 33-39. 4. Bessonov L.A. Teoreticheskie osnovy `elektrotehniki. `Elektricheskie cepi / L.A. Bessonov. - M.: izd-vo "Yurajt". - 2011. - 701 s.

Поступила 30.11.2011

*Олейников Александр Михайлович, д.т.н., проф.,
Дегтярев Андрей Николаевич, к.т.н., доц.,
Канов Лев Николаевич, к.т.н., доц.*

Севастопольский национальный технический университет,
кафедра судовых и промышленных
электромеханических систем
99053, Севастополь, ул. Университетская, 33,
СевНТУ, ауд. В208.
тел. (0692)435140; e-mail: root@sevgtu.sebastopol.ua

Oleynikov A.M., Degtyarev A.N., Kanov L.N.

Is active power extrated by reactive elements in electric circuits?

On the basis of Fourier series theory, lack of active power extraction in a inductive element under continuous periodic current and in a capacitive element under continuous periodic voltage is justified.

**Key words – active power, reactive elements,
Fourier series, continuity of current.**

М.И. Баранов, В.О. Лысенко

РАСЧЕТНЫЙ КРИТЕРИЙ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЙ СТОЙКОСТИ ДРЕВЕСИНЫ ХВОЙНЫХ ПОРОД К ПРЯМОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ НА НЕЕ ИМПУЛЬСНОЙ КОМПОНЕНТЫ ТОКА ЛИНЕЙНОЙ МОЛНИИ

Запропоновано критерій для розрахункової оцінки електродинамічної стійкості "живої" і "мертвої" деревини хвойних порід, що випробовує пряму дію імпульсної А-компоненти струму природної блискавки. За допомогою потужного генератора струму штучної блискавки виконана експериментальна перевірка працездатності запропонованого розрахункового критерію блискавкостійкості стосовно деревини сосни.

Предложен критерий для расчетной оценки электродинамической стойкости "живой" и "мертвой" древесины хвойных пород, испытывающей прямое воздействие импульсной А-компоненты тока естественной молнии. С помощью мощного генератора тока искусственной молнии выполнена экспериментальная проверка работоспособности предложенного расчетного критерия молниестойкости применительно к древесине сосны.

ВВЕДЕНИЕ

В [1] авторами был представлен ряд полученных результатов экспериментальных исследований электродинамической стойкости опытных образцов "живой" (растущей с соками-электролитами) и "мертвой" (срезанной и без соков-электролитов) древесины сосны к действию на нее импульсной А-компоненты тока искусственной молнии. При этом в качестве генератора больших импульсных токов (БИТ) имитированной молнии нами была применена высоковольтная испытательная электроустановка, созданная в 2007 г. на экспериментально-исследовательском полигоне НИПКИ "Молния" НТУ "ХПИ" и использующая малоиндуктивные импульсные конденсаторы типа ИК 50-3 (на номинальное напряжение ± 50 кВ и электрическую емкость 3 мкФ) с суммарной запасаемой электрической энергией до 420 кДж (генератор импульсных токов ГИТ-А) [2]. Для рационального выбора наружной изоляции объектов силовой электроэнергетики и высоковольтной импульсной техники (ВИТ), содержащих в своем составе несущие строительные деревянные элементы (траверсы, раскосы, стойки и др.) и деревянные клеенные конструкции (ДКК) [3, 4], специалистам требуется иметь расчетные критерии электродинамической стойкости указанной изоляции к прямому воздействию на нее БИТ молнии. В настоящее время подобные критериальные соотношения, напрямую связывающие между собой амплитудно-временные параметры (АВП) разрядного тока молнии, прочностные и физико-механические характеристики древесины упомянутых выше строительных элементов и ДКК, в области промышленной электроэнергетики и ВИТ отсутствуют. В этой связи научно-технические задачи прикладного характера, направленные на формулировку таких расчетных критериев, являются актуальными как для техники высоких напряжений, так и техники больших импульсных токов.

1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ПО ФОРМУЛИРОВКЕ РАСЧЕТНОГО КРИТЕРИЯ МОЛНИЕСТОЙКОСТИ ДРЕВЕСИНЫ ХВОЙНЫХ ПОРОД

Прежде всего, остановимся на рассмотрении древесины хвойных пород, содержащей полые микротрахеиды округлой формы с тонкими целлюлозными стенками и из которой обычно изготавливаются не-

сухие изоляционные элементы опор воздушных линий электропередачи (ЛЭП) и ДКК для устройств ВИТ [3, 4]. Считаем, что при прямом ударе молнии (ПУМ) в рассматриваемую древесину ЛЭП и ВИТ ее БИТ на стадии импульсной А-компоненты тока протекает вдоль указанных трахеид древесины. При этом низкотемпературная плазма (с температурой до $25 \cdot 10^3$ К [5]) цилиндрического канала грозового искрового разряда проникает во внутренние области плотно прилегающих друг к другу своими боковыми поверхностями трахеид ствола дерева, пространственно ориентированных в вертикальных плоскостях относительно плоской горизонтальной поверхности земли. Полагаем, что при ПУМ в древесину (рис. 1) в атмосферном воздухе с давлением p_0 и температурой T_0 давление внутри полых трахеид древесины хвойных пород определяется газодинамическим давлением p_k , возникающим в плазменном канале линейной молнии, распространяющимся вдоль волоконной ткани ствола дерева с его наиболее электропроводными слоями.



Рис. 1. Внешний вид ПУМ в одиночно стоящее дерево [6]

Отметим, что согласно данным по физиологии растений такие проводящие слои в "живой" древесине обычно примыкают к внутреннему лубяному слою

кору дерева с камбием, обеспечивающим ежегодно в вегетативный период (весна-осень) размножение путем деления "живых" растительных клеток, их отложение внутрь ствола дерева и формирование в наружных областях его ствола концентрических "годовых колец" ранней древесины с активными трахеидами [6]. Из мира растений известно и то, что со временем клетки внутренних "годовых колец" древесины отмирают и их полые трахеиды из активных становятся неактивными, что приводит к их ссыханию и уменьшению в своих поперечных размерах [6, 7]. Одним из подтверждений возможной привязки токового канала молнии к наружным слоям ранней древесины служат данные, приведенные на рис. 2 при поражении ствола растущего тополя естественным грозвым разрядом.



Рис. 2. Внешний вид зоны раскалывания ствола тополя при прямом ударе в него естественной линейной молнии [6]

Принимаем, что при ПУМ в древесину хвойных пород ее механическая прочность будет определяться электродинамической стойкостью макроструктуры древесины, состоящей из множества скрепленных (склеенных) лигнином микротрахеид [6], внутренние цилиндрические объемы которых на стадии воздействия на исследуемую древесину БИТ грозвого разряда заполнены плазмой сильноточного канала линейной молнии. Под **электродинамической стойкостью древесины** к ПУМ будем понимать ее способность противостоять поражающему внешнему воздействию на нее БИТ молнии без разрушения древесины путем раскалывания ее внутренней структуры до определенного критического амплитудного значения I_{mK} тока линейной молнии [8]. Следует заметить, что временное сопротивление раскалывания σ_P древесины хвойных пород оказывается более чем на порядок меньше временных сопротивлений ее продольного сжатия σ_C и поперечного изгиба σ_{II} [6]. Поэтому в случае ПУМ древесина хвойных пород при возможных процессах своего разрушения будет первоначально подвергаться раскалыванию ее волоконной ткани, содержащей указанные микротрахеиды. В этой связи можно вполне обоснованно считать, что при ПУМ раскалывание внутренней структуры древесины является наиболее слабым с прочностной точки зре-

ния показателем (признаком) рассматриваемого нами относительно дешевого диэлектрического материала. Кроме того, считаем, что при ПУМ механическая прочность исследуемой древесины определяется максимальными значениями механических напряжений, возникающих в ее микроструктуре (микротрахеидах).

2. ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ РАСЧЕТНОГО КРИТЕРИЯ МОЛНИЕСТОЙКОСТИ ДРЕВЕСИНЫ ХВОЙНЫХ ПОРОД

В [6] было показано, что при ПУМ и прнятых нами выше условиях волоконная структура древесины оказывается в режиме плоского (двумерного) напряженного состояния и будет испытывать действие двух главных нормальных механических напряжений – меридионального напряжения σ_m (действует вдоль продольной оси округлых микротрахеид) и тангенциального напряжения σ_τ (действует вдоль периметра округлых микротрахеид). Причем, согласно [6] в стенке микротрахеиды толщиной $h_T=(R_2-R_1)$, где R_1 , R_2 – соответственно внутренний и наружный радиусы округлой микротрахеиды древесины, выполняется следующее соотношение: $\sigma_m=0,5\cdot\sigma_\tau$. В этой связи микротрахеиды древесины хвойных пород при ее поражении в атмосферном воздухе с давлением p_0 линейной молнией из-за внезапно возникающего избыточного давления (p_k-p_0) внутри своих цилиндрических полостей, обусловленного наличием там низкотемпературной плазмы сильноточного канала грозвого искрового разряда с давлением p_k , при соответствующих АВП импульсной А- компоненты тока молнии могут подвергаться, прежде всего, продольному разрыву своих тонких стенок. Такой массовый разрыв вдоль пути протекания в древесине тока молнии продольно ориентированных относительно ствола дерева (деревянного строительного элемента) микротрахеид и может приводить, по-нашему мнению, к продольному раскалыванию при ПУМ рассматриваемой древесины. Тогда, с учетом применения IV теории прочности оболочечных конструкций и стандартного коэффициента запаса прочности [9], критерий электродинамической молниестойкости древесины хвойных пород запишем в следующем аналитическом виде:

$$[\sigma_\tau^2 - \sigma_\tau\sigma_m + \sigma_m^2]^{1/2} \leq 0,7\sigma_P, \quad (1)$$

где $\sigma_m=(p_k-p_0)\cdot(R_1+R_2)/[4(R_2-R_1)]$ и $\sigma_\tau=(p_k-p_0)\cdot(R_1+R_2)/[2(R_2-R_1)]$ – соответственно величины меридионального и тангенциального напряжений в стенке толщиной (R_2-R_1) округлых микротрахеид древесины, характеризующейся временным сопротивлением раскалывания σ_P [6]; $p_0=1,013\cdot 10^5\cdot(1+T_0/273,15)$ – давление атмосферного воздуха, окружающего древесину [6].

Для амплитудного значения давления p_{km} плазмы в поперечном сечении сильноточного канала линейной молнии с учетом Z- пинч-эффекта в нем (явления поперечного стягивания токового канала разряда при ПУМ под действием собственного азимутального магнитного поля) запишем следующее известное в электрофизике и технике БИТ выражение [6, 10]:

$$p_{km}=\mu_0 I_{mA}^2 (8\pi^2 r_{0m}^2)^{-1} [2-(r/r_{0m})^2], \quad (2)$$

где I_{mA} – первая амплитуда импульсной А- компоненты аксиального тока молнии; r_{0m} – максимальное зна-

чение радиуса канала, соответствующее токовой амплитуде I_{mA} ; $\mu_0=4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная.

Из (2) видно, что максимальное давление плазмы в разрядном токовом канале молнии пропорционально квадрату амплитуды аксиального импульсного тока I_{mA} и обратно пропорционально квадрату радиуса r_{0m} канала. Согласно (2) наибольшее давление в плазменном канале линейной молнии наблюдается на его оси (для текущего радиуса $r=0$), а наименьшее давление – на его периферии (при текущем радиусе $r=r_{0m}$). При распространении и развитии канала грозового разряда в атмосферном воздухе для нахождения вблизи поверхности земли величины r_{0m} , входящей в расчетное соотношение (2), в первом приближении может быть использована известная в физике газового разряда формула Брагинского [8, 11]:

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

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

Отметим, что в соответствии с (2) и (3) для нормированных требованиями Международной электротехнической комиссии (МЭК) АВП импульсной A -компоненты тока молнии (при $I_{mA}=200$ кА и $t_{mA}=10$ мкс [12]) пиковое давление p_{km} в центральной зоне плазменного канала грозового разряда в атмосферном воздухе ($r_{0m}=17,2$ мм) может достигать численного значения, равного около $43,09 \cdot 10^5$ Па (43,9 атм).

После подстановки в критериальное соотношение (1) приведенных выражений для наибольших значений величин механических напряжений σ_m и σ_r в трахеидах древесины и газодинамического давления p_{km} в плазменном канале грозового разряда расчетный **критерий электродинамической молниестойкости** для "живой" и "мертвой" древесины хвойных пород принимает следующий окончательный вид:

$$I_{mAK} \leq 2\pi r_{0m} [\mu_0^{-1} \cdot [1,616(R_2 - R_1)(R_1 + R_2)^{-1} \cdot \sigma_{p+} p_0]]^{1/2}, \quad (4)$$

где I_{mAK} – критическое амплитудное значение импульсной A - компоненты тока линейной молнии по условию обеспечения электродинамической стойкости (нераскалывания) указанной древесины при действии на нее ПУМ с теми или иными АВП импульсного тока в плазменном канале воздушного грозового искрового разряда.

Следует заметить, что при выборе согласно (4) критических амплитудных значений I_{mAK} тока молнии "живая" и "мертвая" древесина хвойных пород будет отличаться между собой, прежде всего, присущими только им параметрами R_1 , R_2 и σ_p . В соответствии с полученным критерием (4) при $I_{mA} > I_{mAK}$ рассматриваемая нами древесина, испытывающая воздействие ПУМ, будет подвергаться разрушению путем раскалывания своей внутренней волоконной структуры.

3. ПРИМЕР РАСЧЕТА КРИТИЧЕСКОЙ АМПЛИТУДЫ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА МОЛНИИ ДЛЯ "ЖИВОЙ" ДРЕВЕСИНЫ СОСНЫ

Выполним по критерию (4) расчетную оценку значения критической амплитуды тока I_{mAK} применительно к "живой" древесине сосны, подвергающейся в воздушной атмосфере в естественных условиях лесных или парковых насаждений поражающему воздействию ПУМ. Согласно [6, 13] внутренняя волоконная

структура "живой" древесины сосны характеризуется следующими параметрами: $R_1=18$ мкм; $R_2=22,3$ мкм; $h_T=4,3$ мкм; $\sigma_p=4,11$ МПа. При этом длина отдельных округлых трахеид сосны, ориентированных вдоль ее ствола, составляет около 3,25 мм. Значение радиуса r_{0m} сильнооточного канала линейной молнии на основании результатов проведенных нами и представленных в [1] экспериментальных исследований по разрушению (раскалыванию) в атмосферном воздухе ($T_0=20$ °С; $p_0=1,087 \cdot 10^5$ Па) импульсной A - компонентой тока искусственной молнии ($t_{mA}=34$ мкс) волоконной ткани "живой" древесины сосны выбираем примерно равным 18,2 мм. Тогда после подстановки в (4) указанных выше исходных параметров получаем, что для "живой" древесины сосны $I_{mAK} \leq 92,2$ кА. Отметим, что в рассматриваемом случае при $I_{mA}=I_{mAK}=92,2$ кА и $r_{0m}=18,2$ мм величина пикового давления p_{km} в центральной зоне канала грозового разряда по (2) и соответственно внутри размещенных вблизи нее округлых микротрахеид составляет около $8,17 \cdot 10^5$ Па (8,33 атм). Что касается механических напряжений σ_m и σ_r в тонких целлюлозных стенках микротрахеид в указанной электродинамически напряженной локальной зоне принятой в этом разделе древесины, то они согласно подформульным расшифровкам для критериального соотношения (1) принимают максимальные значения, численно составляющие соответственно 1,66 и 3,32 МПа. Данные численные значения механических напряжений σ_m и σ_r полностью удовлетворяют используемой нами по (1) двухосной модели напряженного состояния округлых микротрахеид "живой" древесины сосны в зоне ее поражения сильнооточным каналом грозового искрового разряда.

4. СРАВНЕНИЕ РАСЧЕТНЫХ

И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ ДЛЯ КРИТИЧЕСКОЙ АМПЛИТУДЫ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА МОЛНИИ В ДРЕВЕСИНЕ СОСНЫ

Выполненные нами согласно [1] эксперименты на уникальном генераторе тока искусственной молнии [2] свидетельствуют о том, что для опытных образцов "живой" древесины сосны критическая амплитуда I_{mAK} импульсной A - компоненты имитированного тока грозового разряда при $t_{mA}=34$ мкс и $r_{0m}=18,2$ мм составляет по модулю 65,7 кА. Данные рис. 3 как раз и демонстрируют нам результаты разрушения (локального раскалывания в области периферии) цилиндрического образца такой древесины в случае протекания по нему разрядного импульсного тока генератора ГИТ-А с мощным емкостным накопителем энергии ($C_A=333$ мкФ), заряжаемым малым током до высокого зарядного напряжения отрицательной полярности величиной $U_{3A}=-10$ кВ и запасаемым в этом случае электрическую энергию около 16,7 кДж [1]. Из данных приведенного здесь рис. 3 видно, что волоконная структура исследуемой древесины разрядным каналом с импульсной A - компонентой тока искусственной молнии, протекающей вдоль испытываемого образца "живой" древесины сосны, раскалывается на отдельные малые "спичечные" элементы-столбики. Это обстоятельство указывает на объемный характер электродинамических усилий, прилагаемых к воло-

конной ткани опытного образца "живой" древесины сосны в проводимых в лабораторных условиях экспериментах по ее разрушению имитированным ПУМ.



Рис. 3. Внешний вид локального разрушения (раскалывания) в области периферии опытного образца "живой" древесины сосны диаметром $d_H=100$ мм и высотой $h_H=50$ мм с помощью канала искрового разряда в цепи генератора тока искусственной молнии при $U_{3A}=-10$ кВ и $I_{mA}=-65,7$ кА [1]

Сравнение для рассматриваемого случая расчетных ($I_{mAK} \leq 92,2$ кА) и опытных ($I_{mAK} = 65,7$ кА) данных для критической амплитуды I_{mAK} импульсного тока линейной молнии говорит о том, что расхождение между ними составляет примерно 28,7 %. Здесь следует отметить, что проведенные нами эксперименты по разрушению имитированным ПУМ опытных образцов "мертвой" древесины сосны диаметром $d_H=100$ мм и высотой $h_H=50$ мм (рис. 4), как и следовало было ожидать, показали, что в этом случае величина критической амплитуды I_{mAK} импульсной A -компоненты тока искусственной молнии ($t_{mA}=34$ мкс; $r_{0m}=16,3$ мм) уменьшается и составляет около 41,4 кА [1].



Рис. 4. Внешний вид разрушения (раскалывания) в области периферии опытного образца "мертвой" древесины сосны с помощью канала искрового разряда в цепи генератора тока искусственной молнии при $U_{3A}=-7$ кВ и $I_{mA}=-41,4$ кА [1]

На наш взгляд, связано это главным образом с уменьшением из-за высыхания волоконной ткани и ссыхания ее полых микротрахейд (соответственно и ослабления скрепляющего действия лигнина между отдельными микротрахеидами древесной структуры путем их взаимного склеивания) значения временного сопротивления раскалывания σ_P для "мертвой" древе-

сины сосны по сравнению с величиной σ_P для "живой" древесины сосны. Количественными данными для величины σ_P применительно к "мертвой" древесине сосны авторы в настоящее время не располагают. Из данных рис. 4 хорошо видно, что волоконная структура "мертвой" древесины сосны сильноточным плазменным каналом тока искусственной молнии раскалывается, в отличие от "живой" древесины сосны (см. рис. 3), послонно в виде множественных плоских тонких "щепных" элементов. Зона локального разрушения "мертвой" древесины сосны при этом характеризуется большими чем для "живой" древесины сосны геометрическими размерами.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Получен расчетный критерий (4) электродинамической стойкости "живой" и "мертвой" древесины хвойных пород к прямому воздействию на нее импульсной A -компоненты тока линейной молнии, протекающей в воздушной атмосфере в естественных условиях между грозowymi облаками и поверхностью земли, на которой и размещена указанная древесина.

2. Выполненная с помощью уникального генератора тока искусственной молнии, размещенного на испытательно-исследовательском полигоне НИПКИ "Молния" НТУ "ХПИ", экспериментальная проверка предложенного критерия (4) применительно к опытным образцам "живой" древесины сосны показала, что результаты оценочного расчета по аналитическому соотношению (4) критической амплитуды импульсного тока молнии ($I_{mAK} = 92,2$ кА) удовлетворительно согласуются с соответствующими данными проведенных экспериментов ($I_{mAK} = 65,7$ кА).

3. Установлено, что для имитированного ПУМ с импульсной A -компонентой тока линейной молнии опытный показатель электродинамической стойкости "живой" древесины сосны (величина $I_{mAK} = 65,7$ кА) примерно на 37 % превышает соответствующий показатель (величину $I_{mAK} = 41,4$ кА) для "мертвой" древесины сосны.

4. Точность расчета по критериальному соотношению (4) критической амплитуды I_{mAK} импульсной A -компоненты тока молнии определяется, в основном, точностью выбора численного значения максимальной величины радиуса r_{0m} плазменного канала сильноточного грозового искрового разряда в древесине хвойных пород.

5. Полученные впервые в Украине расчетно-экспериментальные результаты по электродинамической стойкости древесины хвойных пород к прямому воздействию на нее БИТ естественной и искусственной молнии требуют своего дальнейшего развития и распространения на иные виды древесины, ее геометрические размеры, токовые воздействия и уровни прикладываемого к древесине импульсного напряжения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баранов М.И., Лысенко В.О. Экспериментальное исследование разрушения опытных образцов древесины сосны при прямом воздействии на них больших импульсных токов искусственной молнии // *Электротехника і електромеханіка*. – 2012. – № 2. – С. 53-58.

2. 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.
3. Рудаков В.В., Недзельский О.С. Исследование импульсной электрической прочности крупногабаритных клееных деревянных конструкций // Вестник ХПИ. Серия "Электроэнергетика и автоматизация энергоустановок". – Харьков: ХПИ. – 1993. – Вып. № 18. – С. 73-77.
4. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. и др. Комплекс высоковольтного испытательного электрофизического оборудования экспериментальной базы НИПКИ "Молния" НТУ "ХПИ" // Вісник НТУ "ХПИ". Зб. наук. праць. Темат. випуск: Електроенергетика та перетворююча техніка. – Харків: НТУ "ХПИ". – 2004. – № 4. – С. 3-13.
5. Райзер Ю.П. Физика газового разряда. – М.: Наука, 1987. – 592 с.
6. Баранов М.И., Лысенко В.О. Приближенные модели электродинамического разрушения древесины в атмосферном воздухе под действием прямого удара в нее линейной молнии // Вісник НТУ "ХПИ". Зб. наук. праць. Темат. випуск: Техніка та електрофізика високих напруг. – Харків: НТУ "ХПИ". – 2009. – № 39. – С. 10-18.
7. Баранов М.И., Лысенко В.О. Явление высоковольтного электроосмоса в капиллярах "живой" древесины. Гипотеза возникновения и расчетная оценка // Вісник НТУ "ХПИ". Зб. наук. праць. Темат. випуск: Техніка та електрофізика високих напруг. – Харків: НТУ "ХПИ". – 2010. – № 18. – С. 26-33.
8. 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.
9. Сопrotивление материалов / Под общей ред. Г.С. Писаренко. – Киев: Вища школа, 1973. – 672 с.
10. Баранов М.И. Моделирование электромагнитного эффекта при прямом ударе молнии в металлическую обшивку летательного аппарата // Технічна електродинаміка. – 1999. – № 1. – С. 16-21.
11. Лозанский Э.Д., Фирсов О.Б. Теория искры. – М.: Атомиздат, 1975. – 272 с.
12. Дьяков А.Ф., Максимов Б.К., Борисов Р.К. и др. Электромагнитная совместимость в электроэнергетике и электротехнике / Под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Энергоатомиздат, 2003. – 768 с.
13. Боровиков А.М., Уголев Б.Н. Справочник по древесине / Под ред. Б.Н. Уголева. – М.: Лесн. пром-сть, 1989. – 296 с.

Bibliography (transliterated): 1. Baranov M.I., Lysenko V.O. `Eksperimental'noe issledovanie razrusheniya opytnyh obrazcov drevesiny sosny pri pryamom vozdeystvii na nih bol'shikh impul'snyh tokov iskusstvennoj molnii // Elektrotehnika i elektromekhanika. – 2012. – № 2. – S. 53-58. 2. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Generator toka iskusstvennoj molnii dlya naturnykh ispytaniy

- tehnicheskikh ob'ektov // Pribory i tehnika `eksperimenta. – 2008. – № 3. – S. 81-85. 3. Rudakov V.V., Nedzel'skij O.S. Iccledovanie impul'snoj `elektricheskoy prochnosti krupnogabaritnyh kleenyh derevyannykh konstrukcij // Vestnik HPI. Seriya "Elektro`energetika i avtomatizaciya `energoustanovok". – Har'kov: HPI. – 1993. – Vyp. № 18. – S. 73-77. 4. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. i dr. Kompleks vysokovol'tnogo ispytatel'nogo `elektrofizicheskogo oborudovaniya `eksperimental'noj bazy NIPKI "Molniya" NTU "HPI" // Visnik NTU "HPI". Zb. nauk. prac'. Temat. vipusk: Elektroenergetika ta peretvoryuyucha tehnika. – Harkiv: NTU "HPI". – 2004. – № 4. – S. 3-13. 5. Rajzer Yu.P. Fizika gazovogo razryada. – M.: Nauka, 1987. – 592 s. 6. Baranov M.I., Lysenko V.O. Priblizhennyye modeli `elektrodinamicheskogo razrusheniya drevesiny v atmosferom vozduhe pod deystviem pryamogo udara v nee lineynoy molnii // Visnik NTU "HPI". Zb. nauk. prac'. Temat. vipusk: Tehnika ta elektrofizika visokih naprug. – Harkiv: NTU "HPI". – 2009. – № 39. – S. 10-18. 7. Baranov M.I., Lysenko V.O. Yavlenie vysokovol'tnogo `elektroosmosa v kapillyarah "zhivoy" drevesiny. Gipoteza vozniknoveniya i raschetnaya ocenka // Visnik NTU "HPI". Zb. nauk. prac'. Temat. vipusk: Tehnika ta elektrofizika visokih naprug. – Harkiv: NTU "HPI". – 2010. – № 18. – S. 26-33. 8. Baranov M.I. Izbrannyye voprosy `elektrofiziki: Monografiya v 2-h tomah. Tom 2, Kn. 2: Teoriya `elektrofizicheskikh `effektov i zadach. – Har'kov: Izd-vo "Tochka", 2010. – 407 s. 9. Soprotivlenie materialov / Pod obshej red. G.S. Pisarenko. – Kiev: Vissha shkola, 1973. – 672 s. 10. Baranov M.I. Modelirovanie `elektromagnitnogo `effekta pri pryamom udare molnii v metallicheskuyu obshivku letatel'nogo apparata // Tehnichna elektrodinamika. – 1999. – № 1. – S. 16-21. 11. Lozanskij `E.D., Firsov O.B. Teoriya iskry. – M.: Atomizdat, 1975. – 272 s. 12. D'yakov A.F., Maksimov B.K., Borisov R.K. i dr. `Elektromagnitnaya sovmestimost' v `elektro`energetike i `elektrotehnike / Pod red. A.F. D'yakova. – M.: `Energoatomizdat, 2003. – 768 s. 13. Borovikov A.M., Ugolev B.N. Spravochnik po drevesine / Pod red. B.N. Ugoleva. – M.: Lesn. prom-st', 1989. – 296 s.

Поступила 14.10.2011

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., с.н.с.,
Лысенко Виталия Олеговна
НИПКИ "Молния"
Национального технического университета
"Харьковский политехнический институт"
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47
тел. (057) 7076841, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua

Baranov M.I., Lysenko V.O.
Calculation criterion of soft wood electrodynamic endurance against direct action of streak lightning pulse component.
The paper introduces a criterion for estimation of electrodynamic endurance of "living" and "dead" soft-wood exposed to direct action of the impulse A-component of a streak lightning current. With a powerful artificial lightning current generator, operability of the introduced lightning endurance calculation criterion is experimentally verified for pine wood.
Key words – lightning, soft wood, electrodynamic endurance, calculation criterion.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ИНДУКЦИОННОЙ ИНДУКТОРНОЙ СИСТЕМЕ С КРУГОВЫМ ВИТКОМ С РАЗРЕЗОМ МЕЖДУ ДВУМЯ ТОНКОСТЕННЫМИ МЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ЛИСТАМИ

В статті проведено дослідження електродинамічних процесів в системі з "незамкненим" одновитковим циліндричним витком та двома паралельними плоскими тонкостінними провідниками, що розташовані симетрично по обидві сторони витка. Отримані основні залежності для розрахунку просторово-часового розподілу вихрових струмів в розглянутій індукційній індукторній системі.

В статье проведено исследование электродинамических процессов в системе с "незамкнутым" одновитковым цилиндрическим витком и двумя параллельными плоскими тонкостенными проводниками, расположенными симметрично по обе стороны витка. Получены основные зависимости для расчёта пространственно-временного распределения вихревых токов в рассматриваемой индукционной индукторной системе.

ВВЕДЕНИЕ

Широко распространённые инструменты магнитно-импульсной обработки металлов – это плоские одновитковые соленоиды [1-3]. В известных публикациях по электродинамическим расчётам последние представляются замкнутыми круговыми контурами, что позволяет ввести условие аксиальной симметрии и существенно упростить решение задачи о поле изолированного витка на поверхности металлического объекта (это может быть и проводящее полупространство, и тонкая пластина) [4, 5].

В действительности виток не может быть замкнутым круговым контуром, поскольку он является элементом, последовательно включаемым в цепь источника мощности. То есть, реально, виток – "незамкнут", он имеет разрез и функция, описывающая азимутальное распределение возбуждающего тока, терпит разрыв второго рода. Поэтому в дальнейшем одинаково справедливы термины "виток с разрезом" или "виток с разрывом".

В начале 2000-х впервые были предложены новые инструменты для магнитно-импульсного притяжения заданных участков тонкостенных листовых металлов, практическое назначение которых состоит во внешней рихтовке поврежденных автомобильных кузовов. Это, так называемые, индукционные индукторные системы, принцип действия которых основан на притяжении проводников с одинаково направленными токами. Конструктивно, предложенные системы представляют собой два параллельных тонкостенных металлических листа, один из которых является вспомогательным экраном, второй – заготовкой с вмятинами, подлежащими устранению. Между листами помещается индуктор-источник магнитного поля [6].

Цель настоящей работы – получение основных зависимостей для расчёта пространственно-временного распределения вихревых токов, возбуждаемых полем плоского "незамкнутого" кругового витка, расположенного между двумя параллельными плоскими тонкостенными проводниками.

ПОЛЯ И ТОКИ

Расчётная модель рассматриваемой системы приведена на рис. 1, где цилиндрический виток с разрезом для подключения мощности помещён между

двумя тонкостенными листовыми металлами параллельно друг другу.

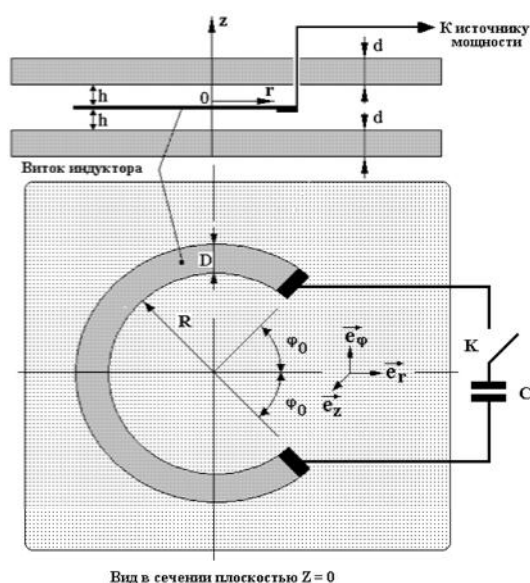


Рис. 1 "Незамкнутый" виток между тонкостенными металлами

Примем следующие допущения.

1. Бесконечно протяжённые в поперечных направлениях идентичные листы толщиной – d выполнены из немагнитного металла с удельной электропроводностью – γ .

2. Виток индуктора расположен между листами на одинаковом расстоянии h до каждого из них, радиус витка – R , поперечные размеры настолько малы, что математически, расположение возбуждающего тока индуктора можно описать произведением дельта-функций Дирака $\sim \delta(z-h) \cdot \delta(r-R)$

3. В местах соединения витка (соответствующие токопроводы перпендикулярны к его плоскости) и источника мощности имеет место "разрыв" по азимуту, описываемый функцией

$$f(\varphi) = \eta(\varphi - \varphi_0) - \eta(\varphi - (2\pi - \varphi_0)),$$

где $\eta(\varphi)$ – ступенчатая функция Хевисайда, $2\varphi_0$ – величина "разрыва" в витке, выраженная в терминах азимутального угла.

4. По витку протекает азимутальный ток с плотностью – $j_{\varphi}(p, r, \varphi, z)$,

$$j_{\varphi i}(t, r, \varphi, z) = j(t) \cdot \delta(r-R) \cdot \delta(z-h) \cdot f(\varphi),$$

где $j(t)$ – амплитудно-временная зависимость, t – время.

5. Временные характеристики возбуждающего тока таковы, что $\omega \cdot \tau \ll 1$, где ω – характерная циклическая частота сигнала, $\tau = \mu_0 \cdot \gamma \cdot d^2$ – характерное время диффузии в металлический лист [2, 7].

Необходимо подчеркнуть, что допущение о форме возбуждающего тока с азимутальным разрывом первого рода исключает лишь влияние токоподводов к витку и не противоречит требованию непрерывности линий возбуждающего тока.

Первое. Токоподводы в практике магнитно-импульсной обработки металлов, как правило, перпендикулярны к его плоскости. В таком конструктивном исполнении их влиянием на протекающие электромагнитные процессы действительно можно пренебречь.

Второе. Принимаемые в дальнейшем модели расчёта предполагают замкнутость линий возбуждающего тока в элементах разрядного контура, частью которого является и собственно виток, а не в пространстве между местами его подсоединения к источнику за счёт априори пренебрежимо малых токов смещения.

Согласно принятым допущениям в системе возбуждается электромагнитное поле с векторами напряжённости $\mathbf{E} = \{E_r \neq 0, E_\varphi \neq 0, E_z \neq 0\}$ и $\mathbf{H} = \{H_r \neq 0, H_\varphi \neq 0, H_z \neq 0\}$.

Полная совокупность уравнений Максвелла в пространстве изображений по Лапласу для нулевых начальных условий запишется в виде [8]:

$$\begin{cases} \text{rot } \mathbf{H}(p, r, \varphi, z) = j_{\varphi i}(p, r, \varphi, z) + \gamma \cdot \mathbf{E}(p, r, \varphi, z); \\ \text{rot } \mathbf{E}(p, r, \varphi, z) = -p \cdot \mu_0 \cdot \mathbf{H}(p, r, \varphi, z); \\ \text{div } \mathbf{H}(p, r, \varphi, z) = 0; \text{div } \mathbf{E}(p, r, \varphi, z) = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где p – параметр преобразования Лапласа, $j_{\varphi i}(p, r, \varphi, z) = L\{j_{\varphi i}(t, r, \varphi, z)\}$,

$$\mathbf{H}(p, r, \varphi, z) = L\{\mathbf{H}(t, r, \varphi, z)\},$$

$$\mathbf{E}(p, r, \varphi, z) = L\{\mathbf{E}(t, r, \varphi, z)\}.$$

Отличительной особенностью поставленной задачи является симметрия относительно плоскости $z = 0$. Данный факт делает удобным выбор системы координат, привязанной к плоскости $z = 0$, где будет расположен "разомкнутый" виток, и позволяет для решения выделить следующие области:

1. Между листовыми металлами, $0 \leq z \leq h$ с источником поля – "разомкнутым" цилиндрическим витком в плоскости $z = 0$.

2. Собственно лист металла, $h \leq z \leq (h + d)$.

3. Над листом металла, $z \geq (h + d)$.

Вначале в каждой из выделенных областей с помощью системы (1) запишем уравнения в частных производных и соответствующие общие интегралы для z -компоненты напряжённости магнитного поля.

1. Область между листовыми металлами, $0 \leq z \leq h$.

Векторное преобразование первого уравнения системы (1) $\text{rot rot } \mathbf{H}(p, r, \varphi, z) = \text{rot } j_{\varphi i}(p, r, \varphi, z)$ в совокупности с соотношением $\text{rot rot } \mathbf{H}(p, r, \varphi, z) = \Delta^2 \text{rot } \mathbf{H}(p, r, \varphi, z)$ даёт уравнение в частных производных:

$$\begin{aligned} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial \varphi^2} + \\ + \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial z^2} = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot j_{\varphi i}(p, r, \varphi, z)) \end{aligned} \quad (2)$$

Здесь следует отгнать математическую сторону решаемой задачи.

Так, интегрирование уравнения (2) идентично операциям, выполненным ранее для выделенных областей с источниками магнитного поля. Но отличия есть, и они, в первую очередь, обусловлены симметрией расчётной модели на рис. 1.

Ток в витке представим разложением по косинусам кратных дуг:

$$j_{\varphi i}(p, r, \varphi, z) = \sum_{n=0}^{\infty} j_n(p, r, z) \cdot \cos(n \cdot \varphi), \quad (3)$$

где $j_n(p, r, z) = j(p) \cdot F_n(\varphi_0) \cdot \delta(r-R) \cdot \delta(z)$,

$$F_n(\varphi_0) = \begin{cases} \left(-\frac{2 \cdot \sin(n \cdot \varphi_0)}{\pi \cdot n} \right), & n \neq 0, \\ \left(1 - \frac{\varphi_0}{\pi} \right), & n = 0. \end{cases}$$

Тогда решение уравнения (2) следует искать в виде ряда:

$$H_z(p, r, \varphi, z) = \sum_{n=0}^{\infty} H_n(p, r, z) \cdot \cos(n \cdot \varphi). \quad (4)$$

Подставляя (4) в (2), получим уравнение:

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial H_{zn}(p, r, z)}{\partial r} \right) - \frac{n^2}{r^2} H_{zn}(p, r, z) \right) \\ + \frac{\partial^2 H_{zn}(p, r, z)}{\partial z^2} = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot j_n(p, r, z)) \end{aligned} \quad (5)$$

Условию ограниченности радиального распределения $H_{zn}(p, r, z)$ из уравнения (5) при $r = 0$, $r \rightarrow \infty$ и $n \rightarrow \infty$ удовлетворяет известное интегральное преобразование Фурье-Бесселя:

$$H_{zn}(p, r, z) = \int_0^{\infty} H_{zn}(p, \lambda, z) \cdot J_n(\lambda \cdot r) \cdot \lambda \cdot d\lambda, \quad (6)$$

где $J_n(\lambda \cdot r)$ – функция Бесселя n -ого порядка, λ – параметр преобразования.

Правая часть уравнения (5) после аналогичного преобразования принимает вид:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot j_n(p, r, z)) = \int_0^{\infty} K_n(p, \lambda) \cdot J_n(\lambda r) \cdot \lambda \cdot d\lambda \cdot \delta(z), \quad (7)$$

где

$$\begin{aligned} K_n(p, \lambda) &= j(p) \int_0^{\infty} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot j_n(t, r, z)) \cdot J_n(\lambda r) \cdot r \cdot dr = \\ &= j(p) \cdot F_n(\varphi_0) \cdot f_n(\lambda), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_n(\lambda) &= \int_0^{\infty} \frac{\partial}{\partial r} (r \cdot \delta(r-R)) J_n(\lambda r) \cdot dr = R \cdot \left. \frac{dJ_n(\lambda \cdot r)}{dr} \right|_{r=R} = \\ &= \frac{(\lambda \cdot R)}{2} \cdot [J_{n-1}(\lambda \cdot R) - J_{n+1}(\lambda \cdot R)] \end{aligned}$$

В соответствии с (5) и (6) уравнение (4) приводится к обыкновенному дифференциальному уравнению второго порядка.

$$\frac{d^2 H_{zn}(p, \lambda, z)}{dz^2} - \lambda^2 \cdot H_{zn}(p, \lambda, z) = -K_n(p, \lambda) \cdot \delta(z). \quad (8)$$

Интеграл уравнения (8) с учётом симметрии относительно $z = 0$ имеет вид:

$$H_{zn}(p, \lambda, z) = \frac{K_n(p, \lambda)}{\lambda} \times \left[C_n(p, \lambda) \cdot \text{ch}(\lambda z) + \left(\frac{e^{\lambda z}}{2} - \text{sh}(\lambda z) \cdot \eta(z) \right) \right], \quad (9)$$

где $C_n(p, \lambda)$ – произвольная постоянная интегрирования.

Согласно симметрии принятой расчётной модели, дальнейшее рассмотрение будет проводиться для верхнего полупространства $z \geq 0$. Поэтому выражение (9) можно переписать в виде непрерывной функциональной зависимости (без ступени Хевисайда!):

$$H_{zn}(p, \lambda, z) = \frac{K_n(p, \lambda)}{\lambda} \cdot \left[C_n(p, \lambda) \cdot \text{ch}(\lambda z) + \frac{e^{-\lambda z}}{2} \right]. \quad (10)$$

Результат (10) необходимо последовательно подставить в выражения (6) и (4).

В конечном итоге находим нормальную компоненту напряжённости магнитного поля, возбуждаемого в рассматриваемой системе.

Для удобства в дальнейших вычислениях поместим выходные результаты для рассматриваемой области верхним индексом – (1).

$$H_z^{(1)}(p, r, \varphi, z) = \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty K_n(p, \lambda) J_n(\lambda r) \times \cos(n \cdot \varphi) \left[C(p, \lambda) \cdot \text{ch}(\lambda z) + \frac{e^{-\lambda z}}{2} \right] d\lambda. \quad (11)$$

Из уравнений Максвелла (1) определяем r -компоненту напряжённости магнитного поля.

$$H_r(t, r, \varphi, z) = \int \frac{\partial H_z(t, r, \varphi, z)}{\partial r} dz + D, \quad (12)$$

где D – произвольная постоянная интегрирования.

Для сохранения пространственно-временного подобия векторов электромагнитного поля при переходе из одной выделенной области в другую принимается, что $D = 0$.

Итак, подставляя (11) в (12), определяем, что

$$H_r^{(1)}(p, r, \varphi, z) = \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty K_n(p, \lambda) \frac{d J_n(\lambda \cdot r)}{d r} \times \cos(n \cdot \varphi) \left[\frac{C(p, \lambda) \cdot \text{sh}(\lambda z) - \frac{e^{-\lambda z}}{2}}{\lambda} \right] d\lambda. \quad (13)$$

2. Область – металл листа, $h \leq z \leq (h + d)$.

Здесь система Максвелла (1) приводит к следующему уравнению для нормальной компоненты напряжённости магнитного поля:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial z^2} = -p \mu_0 \gamma \cdot H_z(p, r, \varphi, z), \quad (14)$$

Так же как и ранее, интеграл уравнения (14) ищем в виде разложений (4) и (6).

Опуская промежуточные преобразования, сразу запишем дифференциальное уравнение для образа z -составляющей напряжённости магнитного поля.

$$\frac{d^2 H_{zn}(p, \lambda, z)}{dz^2} - q^2(p, \lambda) \cdot H_{zn}(p, \lambda, z) = 0, \quad (15)$$

где $q(p, \lambda) = \sqrt{(\lambda^2 + p \mu_0 \gamma)}$ – постоянная распространения поля в металле по оси аппликат.

Общий интеграл однородного уравнения второго порядка есть линейная комбинация фундаментальных решений $\sim e^{\pm q(p, \lambda) \cdot z}$.

Подставляя её в разложение (4) и интеграл Фурье-Бесселева преобразования (6), находим, что

$$H_z^{(2)}(p, r, \varphi, z) = \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty \left[D_{1n}(p, \lambda) \cdot e^{q(p, \lambda) \cdot z} + D_{2n}(p, \lambda) \cdot e^{-q(p, \lambda) \cdot z} \right] \cos(n\varphi) \cdot J_n(\lambda r) \cdot \lambda d\lambda, \quad (16)$$

где $D_{1,2n}(\lambda)$ – неизвестные произвольные постоянные интегрирования.

Найдём r -компоненту напряжённости магнитного поля.

Использование интегрального соотношения (12) требует обоснования, поскольку для проводящей среды исходные уравнения Максвелла (1) содержат компоненты индуцированного тока.

Исходя из физических соображений, можно прийти к определённым заключениям.

Очевидно, что для z -составляющей тока и напряжённости электрического поля $J_z^{(2)} \approx 0$ и $E_z^{(2)} \approx 0$.

С учётом этого из уравнений Максвелла (1) в принятой системе координат получаем, что

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \cdot H_\varphi^{(2)}(p, r, \varphi, z) \right) - \frac{\partial H_r^{(2)}(p, r, \varphi, z)}{\partial \varphi} = 0; \\ \frac{\partial E_\varphi^{(2)}(p, r, \varphi, z)}{\partial z} = p \cdot \mu_0 \cdot H_r^{(2)}(p, r, \varphi, z), \end{cases} \quad (17)$$

где $E_\varphi^{(2)}(p, r, \varphi, z)$ – азимутальная компонента вектора напряжённости электрического поля.

Как показали предыдущие вычисления, радиальными компонентами вихревых токов и, соответственно, электрической напряжённости, возбуждаемыми в металле листа, можно пренебречь.

Тогда соответствующее уравнение Максвелла запишется в виде:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial H_z^{(2)}(p, r, \varphi, z)}{\partial \varphi} - \frac{\partial H_\varphi^{(2)}(p, r, \varphi, z)}{\partial z} \approx 0. \quad (18)$$

Комбинация выражений (18) и (12) приводит к интегральной связи (12), где произвольная постоянная принимается равной нулю.

В этом случае при переходе из одной выделенной области в другую обеспечивается сохранение подобия векторов электромагнитного поля.

Итак, подставляя (16) в (12), находим, что

$$H_r^{(2)}(p, r, \varphi, z) = \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty \frac{d J_n(\lambda \cdot r)}{d r} \cdot \cos(n \cdot \varphi) \times \\ \times \frac{\lambda}{q(p, \lambda)} \cdot [D_{1n}(p, \lambda) e^{q(p, \lambda) \cdot z} - D_{2n}(p, \lambda) e^{-q(p, \lambda) \cdot z}] d\lambda. \quad (19)$$

3. Область над листом металла, $(h + d) \leq z \leq \infty$.

Здесь z -компонента напряжённости магнитного поля должна удовлетворять уравнению в частных производных.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial \varphi^2} + \\ + \frac{\partial^2 H_z(p, r, \varphi, z)}{\partial z^2} = 0. \quad (20)$$

Интеграл уравнения (20) идентичен выражению (16) при $\gamma = 0$.

Удовлетворяя условию ограниченности при $z \rightarrow \infty$, записываем формулу для z -составляющей напряжённости магнитного поля под листовым металлом.

$$H_z^{(3)}(p, r, \varphi, z) = \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty G_n(p, \lambda) \cdot e^{-\lambda \cdot z} \times \\ \times \cos(n \cdot \varphi) \cdot J_n(\lambda \cdot r) \cdot \lambda \cdot d\lambda, \quad (21)$$

где $G_n(p, \lambda)$ – неизвестная произвольная постоянная интегрирования.

С помощью (21) и (12) определяем радиальную составляющую напряжённости магнитного поля.

$$H_r^{(3)}(p, r, \varphi, z) = - \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty G_n(p, \lambda) \cdot e^{-\lambda \cdot z} \times \\ \times \frac{d J_n(\lambda \cdot r)}{d r} \cdot \cos(n \cdot \varphi) \cdot d\lambda. \quad (22)$$

В каждой из выделенных областей записаны выражения для двух составляющих напряжённости магнитного поля: нормальная и тангенциальная. Поскольку все области – не магнитны, непрерывными на разделяющих их границах должны быть как нормальные, так и тангенциальные компоненты напряжённости.

Из равенств непрерывных составляющих векторов электромагнитного поля на границах между выделенными областями получаем систему линейных алгебраических уравнений относительно неизвестных постоянных интегрирования.

$$\left\{ \begin{aligned} & z = h. \\ & K_n(p, \lambda) \cdot [C_n(p, \lambda) \operatorname{ch}(\lambda h) + 0.5 \cdot e^{-\lambda h}] = \\ & = [D_{1n}(p, \lambda) e^{\lambda h} + D_{2n}(p, \lambda) e^{-\lambda h}] \cdot \lambda. \\ & \frac{K_n(p, \lambda)}{\lambda} [C_n(p, \lambda) \operatorname{sh}(\lambda h) - 0.5 e^{-\lambda h}] = \\ & = [D_{1n}(p, \lambda) e^{q(p, \lambda) \cdot h} - \\ & - D_{2n}(p, \lambda) e^{-q(p, \lambda) \cdot h}] \frac{\lambda}{q(p, \lambda)}. \\ & z = h + d. \\ & = [D_{1n}(p, \lambda) \cdot e^{q(p, \lambda)(h+d)} + \\ & + D_{2n}(p, \lambda) \cdot e^{-q(p, \lambda)(h+d)}] \\ & = G_n \cdot e^{-\lambda(h+d)}. \\ & [D_{1n}(p, \lambda) \cdot e^{q(p, \lambda)(h+d)} - D_{2n}(p, \lambda) \cdot e^{-q(p, \lambda)(h+d)}] \cdot \\ & \cdot \frac{\lambda}{q(p, \lambda)} = - G_n \cdot e^{-\lambda(h+d)}. \end{aligned} \right. \quad (23)$$

Нас интересуют индуцированные токи в низкочастотном режиме, где $(\omega \tau) \ll 1$ и $q(p, \lambda) \approx \lambda$.

Из системы (23) находим, что

$$D_{1n}(p, \lambda) = 0, D_{2n}(p, \lambda) = \frac{K_n(p, \lambda)}{2\lambda}. \quad (24)$$

В выражении (24) раскроем $K_n(p, \lambda)$ (зависимость из (7)).

Затем (24) подставим в формулу (19). Результат подстановки перенесём в уравнение (18). Из (18) найдём азимутальную компоненту напряжённости электрического поля. Помножим её на удельную электропроводность металла листа – γ . Результат проинтегрируем по $z \in [0, -d]$.

После перехода в пространство оригиналов и введения общепринятых обозначений получим аналитическую пространственно-временную зависимость для линейной плотности азимутальной составляющей тока, индуцированного низкочастотным магнитным полем "разомкнутого" витка индуктора в каждом из тонкостенных листовых металлов

$$J_\varphi^{(2)}(t, r, \varphi) = \left(\frac{\tau}{2d^2} \right) \frac{dj(t)}{dt} \cdot \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty \frac{F_n(\varphi_0) f_n(\lambda) e^{-\lambda h}}{\lambda^3} \times \\ \times \left(1 - e^{-\lambda d} \right) \frac{d J_n(\lambda r)}{d r} \cos(n\varphi) d\lambda. \quad (25)$$

В развёрнутом виде формула (25) приобретает вид:

$$J_\varphi^{(2)}(t, r, \varphi) = - \left(\frac{\tau \cdot R}{8d^2} \right) \frac{dj(t)}{dt} \times \\ \times \int_0^\infty \sum_{n=0}^\infty F_n(\varphi_0) \cdot [J_{n+1}(\lambda R) - J_{n-1}(\lambda R)] \times \\ \times [J_{n+1}(\lambda r) - J_{n-1}(\lambda r)] \cdot e^{-\lambda h} \frac{(1 - e^{-\lambda d})}{\lambda} \cos(n\varphi) d\lambda. \quad (26)$$

ВЫВОДЫ

Получены основные зависимости для расчёта пространственно-временного распределения вихревых токов, возбуждаемых полем плоского "незамкнутого" кругового витка, расположенного между двумя параллельными плоскими тонкостенными проводниками.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Батыгин Ю.В. Особенности токов, индуцированных низкочастотным полем одновиткового соленоида в плоских листовых металлах / Ю.В. Батыгин, В.И. Лавинский, Е.А. Чаплыгин // *Электротехника і електромеханіка*. – 2005. – № 3. – С. 69-73.
2. Гнатов А.В. Прогрессивные технологии. Теория и эксперимент притяжения тонкостенных металлов импульсными магнитными полями: монография / А.В. Гнатов, Ю.В. Батыгин, А.Н. Туренко. – LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. – 238 с.
3. Батыгин Ю.В. Вихревые токи в плоских листовых металлических заготовках / Ю.В. Батыгин, Е.А. Чаплыгин // *Электротехника і електромеханіка*. – 2006. – № 5. – С. 54-59.
4. Гнатов А.В. Расчет электромагнитных процессов в индукционной индукторной системе с массивным экраном конечной толщины / А.В. Гнатов // *Электротехника і електромеханіка*. – 2009. – № 5. – С. 59-62.
5. Гнатов А.В. Электромагнитные процессы в индукционной индукторной системе с одновитковым соленоидом, массивным экраном и тонкостенной листовой заготовкой / А.В. Гнатов // *Электротехника і електромеханіка*. – 2009. – № 6. – С. 46-49.
6. Батыгин Ю.В. Цилиндрический виток конечной ширины с разрезом над идеально проводящим массивным проводником / Ю.В. Батыгин, А.В. Гнатов, Д.О. Смирнов // *Электротехника і електромеханіка*. – 2011. – № 2. – С. 56-60.
7. Шнеерсон Г.А. Поля и переходные процессы в аппаратуре сверх сильных токов / Г.А. Шнеерсон. – [2-е изд.] – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 200 с.
8. Мэтьюз Дж. Математические методы физики / Дж. Мэтьюз, Р. Уокер. Пер. с англ. канд. физ.-мат наук В.П. Крайнова. М: Атомиздат, 1972. – 399 с.

Bibliography (transliterated): 1. Batygin Yu.V. Osobnosti tokov, inducirovannyh nizkochastotnym polem odnovitkovogo solenoida v ploskih listovyh metallah / Yu.V. Batygin, V.I. Lavinskij, E.A. Chaplygin // *Elektrotehnika i elektromehanika*. - 2005. - № 3. - S. 69-73. 2. Gnatov A.V. Progressivnye tehnologii. Teoriya i `eksperiment prityazheniya tonkostennyh metallov impul'snymi magnitnymi polyami: monografiya / A.V. Gnatov, Yu.V. Batygin, A.N. Turenko. - LAP LAMBERT Academic Publishing, 2011. - 238 s. 3. Batygin Yu.V. Vihrevye toki v ploskih listovyh metallicheskikh zagotovkah / Yu.V. Batygin, E.A. Chaplygin // *Elektrotehnika i elektromehanika*. - 2006. - № 5. - S. 54-59. 4. Gnatov A.V. Raschet `elektromagnitnyh processov v indukcionnoj induktornoj sisteme s massivnym `ekranom konechnoj

tolschiny / A.V. Gnatov // *Elektrotehnika i elektromehanika*. - 2009. - №5. - S. 59-62. 5. Gnatov A.V. `Elektromagnitnye processy v indukcionnoj induktornoj sisteme s odnovitkovym solenoidom, massivnym `ekranom i tonkostennoj listovoj zagotovkoj / A.V. Gnatov // *Elektrotehnika i elektromehanika*. - 2009. - № 6. - S. 46-49. 6. Batygin Yu.V. Cilindricheskij vitok konechnoj shiriny s razrezom nad ideal'no provodyaschim massivnym provodnikom / Yu.V. Batygin, A.V. Gnatov, D.O. Smirnov // *Elektrotehnika i elektromehanika*. - 2011. - № 2. - S. 56-60. 7. Shneerson G.A. Polya i perehodnye processy v apparature sverh sil'nyh tokov / G.A. Shneerson. - [2-e izd.] - M.: `Energoatomizdat, 1992. - 200 s. 8. M`et'yuz Dzh. Matematicheskie metody fiziki / Dzh. M`et'yuz, R. Uoker. Per. s angl. kand. fiz.-mat nauk V.P. Krajnova. M: Atomizdat, 1972. - 399 s.

Поступила 25.06.2012

Батыгин Юрий Викторович, д.т.н., проф.,
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет
кафедра физики
61002, Харьков, ул. Петровского, 25
тел. (057) 7003853, e-mail: batygin48@mail.ru

Гнатов Андрей Викторович, к.т.н., доц.
Чаплыгин Евгений Александрович, к.т.н., доц.,
Смирнов Дмитрий Олегович
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет
кафедра автомобильной электроники
61002, Харьков, ул. Петровского, 25
тел. (057) 7003852, e-mail: kalifus@yandex.ru

Batygin Yu.V., Gnatov A.V., Chaplygin E.A., Smirnov Dm.O.
Electromagnetic processes in an inductor induction inductive circular-turn system with a cut between two thin-walled metal sheets.

The article presents research on electrodynamic processes in a system with an "open" single-turn cylindrical coil and two parallel flat thin-walled conductors located symmetrically on the both sides of the coil. The basic relations for calculating space-time distribution of eddy currents in the considered inductor induction system are obtained.

Key words – magnetic pulse technology, electromagnetic processes, inductor induction system, thin-walled sheet metal.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ВИЗНАЧЕННЯ ТРИБОЕЛЕКТРИЧНОГО ПОТЕНЦІАЛУ В МЕРЕЖЕВИХ НЕЕКРАНОВАНИХ ТА ЕКРАНОВАНИХ КАБЕЛЯХ

При застосуванні як неекраниваних, так і екраниваних витих пар структурованих кабельних мереж виникають додаткові шуми безпосередньо в конструкції кабелів з різними матеріалами. Вони обумовлені трибо електричним (мікрофонним) ефектом. Експериментально визначені значення трибоелектричного потенціалу в неекраниваному та екраниваному зразках кабелів категорії 5е. Встановлено, що спектри трибоелектричного потенціалу мають постійну складову (білий шум) та флікер-компоненту.

При применении как неэкранированных, так и экранированных витых пар структурированных кабельных сетей возникают дополнительные шумы непосредственно в конструкции кабелей с разными материалами. Они обусловлены трибоэлектрическим (микрофонным) эффектом. Экспериментально определены значения трибоэлектрического потенциала в неэкранированном и экранированном образцах кабелей категории 5е. Установлено, что спектры трибоэлектрического потенциала имеют постоянную составляющую (белый шум) и фликкер-компоненту.

ВСТУП

Проблема інформаційної безпеки на сьогоднішній день стає дуже актуальною. Значні переваги, в першу чергу перед засобами мобільного зв'язку, мають екрановані кабелі структурованих кабельних мереж на основі витих пар та оптичних кабелів.

Істотно випромінювання енергії сигналів у простір значно ускладнює проблеми захисту інформації. Сучасний реальний рівень випромінювань в офісних середовищах значно вище: робота радіотелефонів, систем мікросотового зв'язку – призводять до появи електромагнітних наводок в декілька вольт на метр. Так, наприклад, радіотелефон визиває наводки в рядом розташованих кабелях до 10 В/м, радар – до 100 В/м.

Теоретично електромагнітні поля, які виникають при проходженні сигналів в неекраниваних кабелях, визначаються за допомогою відповідного обладнання, а потік інформації, що передається в мережі, можна контролювати. При незначній вірогідності ризику для забезпечення високої безпеки застосовуються екрановані кабелі, або для виключення всяких ризиків, що пов'язані з зовнішнім перехватом інформації, вся мережа виконується оптичними кабелями.

Домінуючим типом кабельної конструкції на глобальному ринку мережових кабелів з мідними витими парами є неекраниваний кабель типу U/UTP. При цьому співвідношення між неекраниваними та екраниваними кабелями становить 84 % до 16 % відповідно [1-3]. Екрановані кабелі структурованих кабельних систем з витими парами та базові кабельні системи традиційно більш популярні в Північній Європі в порівнянні з іншими регіонами. Попит на повністю екрановані системи (на кабелі типу S/FTP або PiMF) найбільш високий в Німеччині та Австрії. У Франції споживачі віддають перевагу кабелям в загальному екрані (особливо кабелям типу F/UTP), а не кабелям з окремо екраниваними парами в загальному екрані (S/FTP) [3].

Застосування кабелів з екранами вимагає обов'язкового та якісного заземлення. Для цього потрібна мережа телекомунікаційного заземлення. При ненадійному заземленні струми будуть багаторазово протікати по екрану, частково відбиваючись на його кінцях і випромінюючи електромагнітні хвилі в простір.

Екран стає вторинним джерелом випромінювання – своєрідною антеною [4-6]. Сучасні інтерфейсні та інструментальні кабелі часто включають декілька витих пар, в загальному або індивідуальному екрані. Потрібно сказати, що кабель не випромінює і не поглинає зовнішню енергію, якщо сума величин струмів в будь-якому його перетині у будь-який момент часу відносно загальної шини (землі) дорівнює нулю. Дана умова виконується в разі витої пари тоді, коли сигнали передаються парафазним збалансованим сигналом, як, наприклад, це зроблено в інтерфейсах RS-485 або Ethernet: по екрану не протікає синфазний струм відносно загальної шини (землі). Причин виникнення струму в екрані може бути багато. Найпростіше отримати значний струм величиною в одиниці (а інколи десятки) ампер просто заземливши екран кабелю з двох сторін, приєднавши його до двох різних низькоомних заземлювачів. Якщо екрани в багатопарному кабелі не будуть ізольовані, то не вдасться заземлити їх з потрібного боку при будь-якій схемі підключення. Взагалі ізоляції екранів кабелів при передачі даних слід приділяти не меншу увагу, ніж ізоляції самих проводників. Екрани не повинні випадковим чином торкатися корпусів, трубних проводок, фальш полів, елементів конструкцій, інакше збої, які важко ідентифікувати, призводять до втрати продуктивності. Екрани окремих витих пар в якісному багатопарному кабелі мають бути ізольовані один від одного і від зовнішнього обплетення. Для цього можливо застосувати додаткову захисну оболонку для кожного екрану, наприклад з полівінілхлоридного пластикату.

Єдиної відповіді на питання: застосовувати неекранивану або екранивану пару – немає. Ці питання повинні вирішуватися виходячи з конкретних техніко-економічних умов на стадії проектування мережі, враховуючи всі фактори, що впливають на проблему електромагнітної сумісності, інформаційної та екологічної безпеки при застосуванні тих, чи інших провідникових та полімерних матеріалів в кабелях.

Загальною проблемою при застосуванні як неекраниваних, так і неекраниваних витих пар є виникнення додаткових шумів безпосередньо в конструкції кабелів з різними матеріалами, які обумовлені трибоелектричним (мікрофонним) ефектом за рахунок тер-

тя провідникових матеріалів відносно діелектричних, діелектричних один об одне. Які значення трибоелектричного потенціалу виникають в неекранованому та екранованому кабеліях?

Метою статті є оцінка трибоелектричного потенціалу в неекранованих та екранованих витих парах.

ПРИЧИНИ ПОЯВИ ТРИБОЕЛЕКТРИЧНОГО ПОТЕНЦІАЛУ В КАБЕЛЯХ

Наявність в кабелях різних матеріалів (провідникових та електроізоляційних) та нещільність конструкції дає можливість струмопровідним жилам, полімерній ізоляції, металевому екрану, поліетилентерефталатній (лавсановій) плівці, захисній полімерній оболонці переміщатися один відносно одного в залежності від температурного коефіцієнту лінійного розширення. Це переміщення призводить до появи трибоелектрики (від грецької *tribos* – тертя) – трибоелектричного потенціалу, а в самому кабелі до так званих трибоелектричних шумів (або мікрофонному ефекту) [7]. Трибоелектрика характеризується рядом закономірностей. При терті металів відносно діелектриків перші електризуються як позитивно, так і негативно. При терті двох діелектриків позитивно заряджається діелектрик з більшою діелектричною проникністю ϵ , тобто полівінілхлоридна оболонка заряджається позитивно в неекранованому кабелі з поліетиленовою ізоляцією струмопровідних жил. Висока трибоелектрика притаманна лавсановій плівці: в порівнянні з поліетиленом цей матеріал має на порядок більшу щільність поверхневих пасток ($\sim 10^{15} \text{ эВ}^{-1} \text{ м}^{-2}$) [7].

В кабелях з мідними екранами існує пропорційна залежність значення трибоелектричного потенціалу від насиченості повіу до деякого значення, після якого спостерігається насиченість та ефект практично не зростає. Металевий екран, котрий наноситься вздовж під кутом 45° до вісі кабелю в порівнянні з екраном внапуск при однаковій насиченості, призводить до зростання трибоелектричного потенціалу на (50-70)%, при цьому погонна ємність кабелю також зростає на 20% [8-9].

З однієї сторони, за рахунок підвищеного трибоелектричного ефекту можливо використання кабелів в якості чутливих елементів систем охорони, а з другого, трибоелектричний ефект призводить до накопичення електричних зарядів, що обумовлюють виникнення додаткових шумів в інформаційних кабелях. Для зменшення шумів використовують заземлення металевих екранів, збільшення провідності діелектриків (наприклад, додаванням в захисну поліетиленову оболонку вуглецю) [7].

Таким чином, при переміщенні ізолюваних провідників одного відносно другого за рахунок сил тертя виникає електростатичний потенціал – напруження трибоелектричного ефекту, яка може сягати сотні вольт в залежності від конструкції та матеріалів, які застосовуються, а також самої довжини кабелю.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТРИБОЕЛЕКТРИЧНОГО ПОТЕНЦІАЛУ

Експериментальне дослідження трибоелектричного потенціалу виконано для неекранованих та екранованих мережевих кабелів, а також для багато пар-

них телефонних кабелів в загальному екрані пар.

Вимірювання трибоелектричного потенціалу виконано за допомогою цифрового мультиметру APPA 106. Прилад цієї серії оснащено RS-232 інтерфейсом з оптичною розв'язкою, що забезпечує підключення до ПК для передачі накопичених даних.

Дані з цифрового мультиметру APPA 106 записуються в реальному часі в пам'ять комп'ютера за допомогою програмного забезпечення APPA DMM.

В середовищі MatLab виконана обробка даних: часових експериментальних рядів трибоелектричного потенціалу та визначені спектри трибоелектричного потенціалу із застосуванням алгоритму швидкого перетворення Фур'є (FFT).

Часові ряди трибоелектричного (мікрофонного) потенціалу в зразках мережевих кабелів категорії 5е однакової довжини (8,5 м) представлено на рис. 1; а спектри відгуків трибоелектричного потенціалу – на рис. 2: Зразки кабелів у вигляді витків діаметром 30 см.

Схеми обстежень неекранованого кабелю (позначено як 1 – UTP):

1 – UTP – одна з чотирьох пар з найменшим кроком скрутки підключена до мультиметру; протилежний кінець пари – в розімкненому виді (в режимі холостого ходу); три рядом розташовані пари – вільні (не підключені, в режимі холостого ходу);

1' – UTP – пара підключена до мультиметру, а три пари – заземлені.

Схеми обстежень екранованого кабелю (позначено як 2 – STP):

2 – STP – одна пара підключена до мультиметру, три пари – вільні (не підключені, в режимі холостого ходу), загальний екран заземлено з двох сторін;

2' – STP – одна пара підключена до мультиметру; три пари – вільні (не підключені, в режимі холостого ходу), загальний екран заземлено з однієї сторони;

2'' – STP – одна пара підключена до мультиметру, три пари та загальний екран заземлено з однієї сторони.

При проведенні обстежень на бухти зразків кабелів періодично діяли механічні деформації згину.

Аналіз експериментальних обстежень показує (рис. 1), що в екранованому кабелі (схема 2 – STP) трибоелектричний потенціал – найменший (біля 100 мВ), в неекранованому (1 – UTP) – найбільший (розкид вибірки сягає 800 мВ). У випадку порушення заземлення екрану з однієї сторони трибоелектричний потенціал зростає майже в 3 рази (дивись рис. 1: 2' – STP).

СПЕКТРИ ЧАСОВИХ РЯДІВ ТРИБОЕЛЕКТРИЧНОГО ПОТЕНЦІАЛУ

Здавалось би, що у випадку екранованого кабелю при заземленні екрану з двох сторін при сталому трибоелектричному потенціалі спектр повинен відображатися δ -функцією (функцією Діраку) – відповідно до зворотного перетворення Фур'є [18]. Але враховуючи, що спостереження трибоелектричного потенціалу виконувалось дискретно, через 0,5 с, то спектральна функція для кожного часового інтервалу є δ -функція, здвигнута вправо відносно попереднього значення відповідно до фільтруючих властивостей самої δ -функції. Отже, амплітудно-частотний спектр, наведений на рис. 2 для схеми 2 – STP, повинен бути білим шумом: всі складові

рівно вірогідні (мають однакову амплітуду) в широкому діапазоні частот. Але спостерігається спад амплітудно-частотної характеристики в області більших частот. Цей спад яскравіше проявляється для неекранованого та екранованого кабелів при порушенні заземлення з однієї сторони (рис. 2, 1 – UTP, 2' – STP): час спостереження трибоелектричного потенціалу при таких схемах обстеження значно більший. Маємо прояв так званої флікер – компоненти шуму: амплітуда її зменшується обернено частоті [19].

На рис. 3 наведено результати часових спостережень шумового сигналу при аналогово-цифровому перетворенні сигналу звукової карти персонального комп'ютера, а на рис. 4 – амплітудні спектри цього сигналу при числі вимірювань на одне включення: 1 – 12,5; 2 – 125; 32 – 1250; 4 – 12500; 5 – 125000 (швидкість оцифрування вхідного сигналу становить 8000 Гц). З даних амплітудних спектрів (рис. 4) видно, що при збільшенні часу спостереження все більше проявляється флікер-складова шуму. Для сигналів звукової частоти вона має найсуттєвіший вплив в діапазоні тональних частот. Відповідно до цього конструкції кабелів, які призначені для передачі звукових сигналів, повинні мати такі матеріали, які б в меншій мірі призводили до виникнення трибоелектричного потенціалу.

ВПЛИВ КОНСТРУКЦІЇ КАБЕЛІВ

НА ТРИБОЕЛЕКТРИЧНИЙ ПОТЕНЦІАЛ

Виражений трибоелектричний ефект мають кабелі з наявністю в конструкції поліетиленової ізоляції та скріпної лавсанової (ПЭТ) стрічки. На рис. 5,а наведено часові ряди, а на рис. 5,б – спектри відгуків трибоелектричного потенціалу в електроізоляційних конструкціях:

- 1 – кабель телефонний ТПВ-30×2-0,4 (довжина 2 м) з поліетиленовою скріпною стрічкою (без заземлення екрану);
- 2 – кабель телефонний ТПП-10×2-0,4 (довжина 1 м) з ПЭТФ скріпною стрічкою (без заземлення екрану);
- 3 – радіочастотний кабель RG-6 (довжина зразка кабелю 1 м);
- 4 – конденсатор К-78-500-16 мкФ металізований з поліпропіленовим діелектриком.

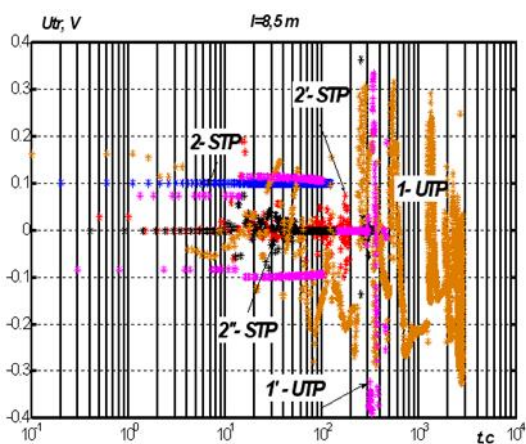


Рис. 1

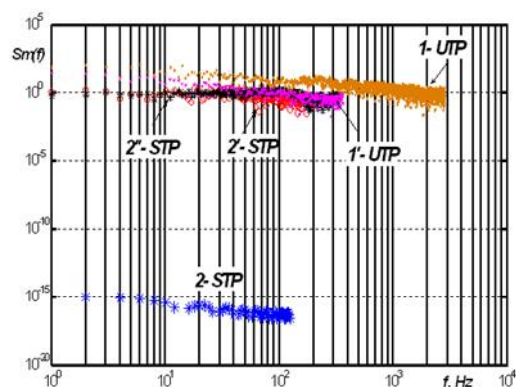


Рис. 2

Наведений трибопотенціал в зразку 10-го парного кабелю ТПП довжиною 1 м із загальним алюмінієвим екраном для всіх пар та лавсановою обмоткою осердя перевищує 500 мВ (дивись рис. 5,б). При цьому у вихідному, не деформованому стані, трибопотенціал має від'ємний знак (рис. 5).

В 30-и парному кабелі з загальним алюмінієвим екраном для всіх пар та поліетиленовою обмоткою трибопотенціал позитивний і загальний розкид становить 600 мВ (довжина зразка 2 м), що підтверджує припущення про залежність трибоелектричного потенціалу від довжини та перетину кабелю.

Щільність конструкції кабелю суттєво впливає на трибоелектричний потенціал (рис. 6). Порівняння часових рядів (рис. 6,а) та спектрів відгуків сигналів (рис. 6,б) в зразках неекранованих кабелів довжиною 8 м із нещільною конструкцією (1) та довжиною 100 метрів з щільною конструкцією (2) показує, трибопотенціал в цих зразках практично однаковий.

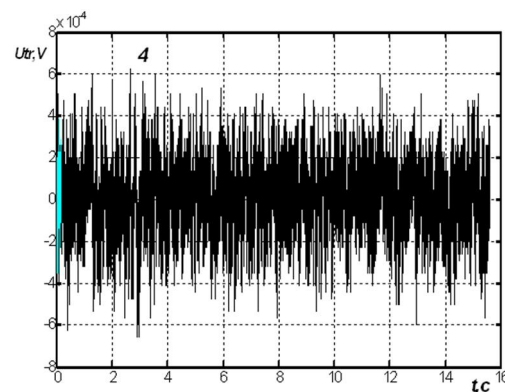


Рис. 3

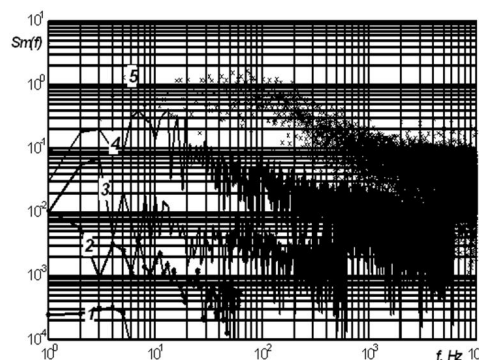
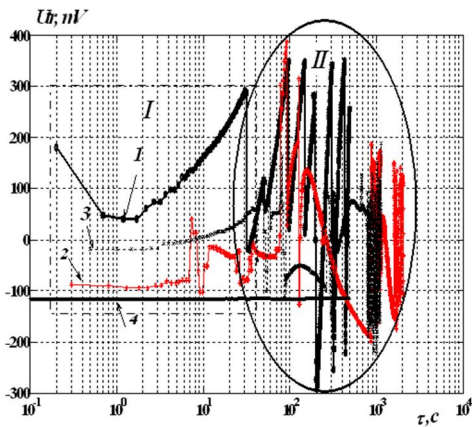
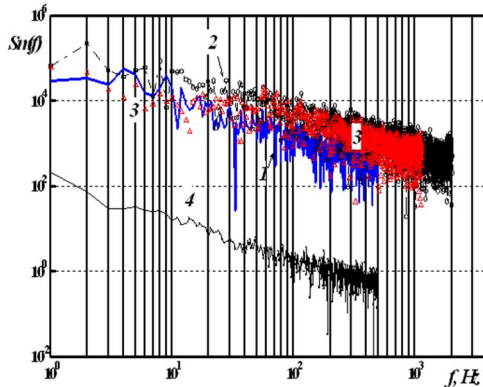


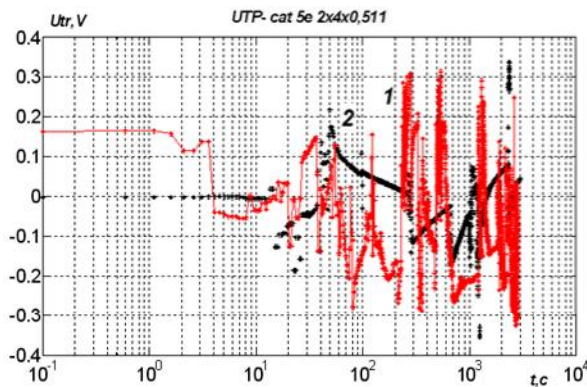
Рис. 4



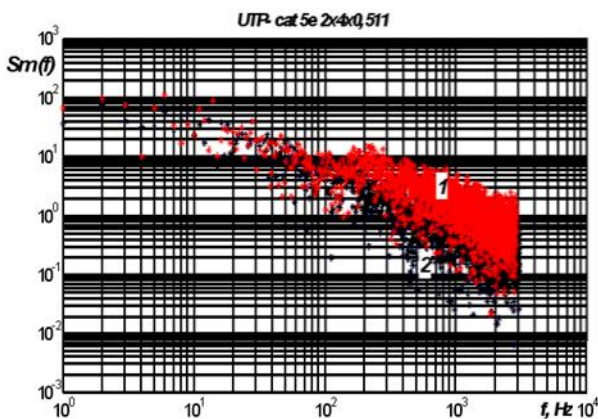
а) I – початковий стан; II – відгук на згин



б
Рис. 5

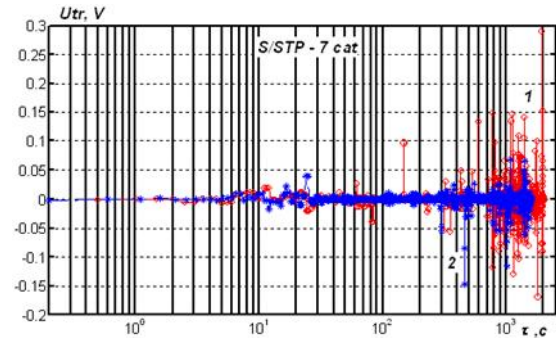


а

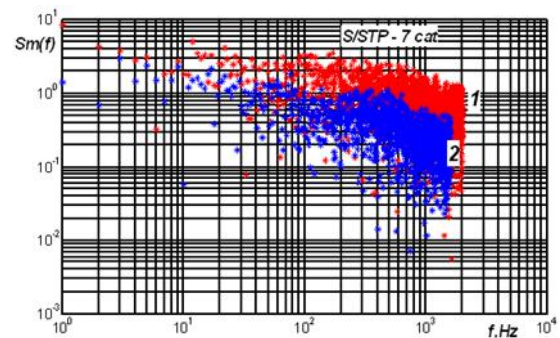


б
Рис. 6

На рис. 7,а наведено часові ряди трибоелектричного потенціалу в зразку мережевого кабелю 7-ї категорії. Особливістю цієї конструкції є наявність індивідуальних суцільних екранів з алюмінієвої фольги та загального екрану у вигляді облуплення. Схеми обстеження: 1 – всі 4-и індивідуальні екрани та загальний – заземлені; 2 – один з 4-х індивідуальних екранів вити пари, параметри якої вимірюються, не заземлено. Результати наведеного трибоелектричного потенціалу показують, що більший за значенням трибопотенціал наводиться за схемою 1. Це підтверджується і амплітудно-частотною характеристикою спектральної щільності потужності: дані для схеми 1 знаходяться вище в порівнянні зі схемою 2 (рис. 7,б).



а



б
Рис. 7

ВИСНОВКИ

Виконана експериментальна перевірка трибоелектричного потенціалу в неекранованому та екранованому зразках кабелів категорії 5е показує, що в разі якісного заземлення екрану трибоелектричний потенціал в екранованому кабелі не залежить від механічних впливів на кабель. При порушенні заземлення (обрив екрану з однієї сторони) значення трибоелектричного потенціалу зростає, причому він істотно зростає при дії механічних впливів на кабель. Застосування металевих екранів в витих парах потребує якісного заземлення.

Спектри трибоелектричного потенціалу мають постійну складову (білий шум) та флікер-компоненту. Остання має значну спектральну щільність потужності $S_m(k)$ в діапазоні звукових частот, що знижує якість звукових сигналів за рахунок мікрофонного ефекту.

Встановлено, що виражений трибоелектричний ефект мають інформаційні кабелі з наявністю в конструкції поліетиленової ізоляції, скріпної поліетилентерефталатної

(лавсанової) стрічки та алюмінієвого екрану. Наведений трибопотенціал залежність від довжини та перетину кабелю.

Зменшити трибоелектричні шуми можливо за рахунок більш щільної конструкції кабелів. Це стосується не тільки витих пар мережевих кабелів, але аудіо та радіочастотних кабелів для передачі телевізійних сигналів, особливо кабелів для телебачення високої чіткості HDTV. В останніх мікрофонні шуми спотворюють ефект Dolby Surround.

Для кабелів з індивідуальними екранами та загальним в одній конструкції необхідно ізолювати індивідуальні екрани від загального екрану.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. International Standard ISO/IEC 11801 Information Technology – Generic Cabling for Customer Premises. – 1995. – 104 p.
2. TSB-36. Technical Systems Bulletin / Additional Cable Specifications for Unshielded Twisted Pair Cables. – 5 p.
3. Пешков И.Б. Кабели структурированных кабельных систем и проблемы информационной безопасности / И.Б. Пешков // Кабели и провода. – М., №2 (309). – 2008.
4. Семенов А.Б. Структурированные кабельные системы промышленного назначения / А.Б. Семенов // Мир связи. Connect. – М., 2007. – № 7. – С. 166-169.
5. Семенов А.Б. Основные тенденции развития техники СКС / А.Б. Семенов // Журнал сетевых решений / LAN. – М., 2007. – том 13, № 8 (133). – С. 56-65.
6. Шапиро Н.Д. Основы теории электромагнитного экранирования / Н.Д. Шапиро. – Л.: Энергия. – 1975. – 112 с.
7. Безпрозванных А.В. Термо-трибо-электрический потенциал для оценки старения полимерной изоляции кабелей / А.В. Безпрозванных // Вісник НТУ "ХПІ". – 2009. – № 27. – С. 60-69.
8. Бойко А.М. Обгрунтування товщини ізоляції витих екранованих пар структурованих кабельних систем / А.М. Бойко, Г.В. Безпрозванных // Вісник НТУ "ХПІ". – 2011. – Т.1, вип. 2. – С. 22-30.
9. Бойко А.М. Ефективність екранування витих пар / А.М. Бойко, Г.В. Безпрозванных // Вісник НТУ "ХПІ". – 2011. – № 41. – С. 24-29.

Bibliography (transliterated): 1. International Standard ISO/IEC 11801 Information Technology - Generic Cabling for Customer Premises. - 1995. - 104 p. 2. TSB-36. Technical Systems Bulletin / Additional Cable Specifications for Unshielded Twisted Pair Cables. - 5 p. 3. Peshkov I.B. Kabeli strukturirovannykh kabel'nykh sistem i problemy informacionnoj bezopasnosti / I.B. Peshkov // Kabeli i provoda. - М., №2 (309). - 2008. 4. Semenov A.B. Strukturirovannye kabel'nye sistemy promyshlennogo naznacheniya / A.B. Semenov // Mir svyazi. Connect. - М., 2007. - № 7. - С. 166-169. 5. Semenov A.B. Osnovnye tendencii razvitiya tehniki SKS / A.B. Semenov // Zhurnal setevykh reshenij / LAN. - М., 2007. - том 13, № 8 (133). - С. 56-65. 6. Shapiro N.D. Osnovy teorii `elektromagnitnogo `ekranirovaniya / N.D. Shapiro. - L.: `Energiya. - 1975. - 112 s. 7. Besprozvannykh A.V. Termo-tribo-`elektricheskij potencial dlya ocenki stareniya polimernoj izolyacii kabelej / A.V. Besprozvannykh // Vesnik NTU "HPI". - 2009. - № 27. - С. 60-69. 8. Bojko A.M. Obruntovannya tovschini izolyacii vitih ekranovanih par strukturovanih kabel'nykh sistem / A.M. Bojko, G.V. Bezprozvannykh // Vesnik NTU "HPI". - 2011. - Т.1, vip. 2. - С. 22-30. 9. Bojko A.M. Efektivnyst' ekranuvannya vitih par / A.M. Bojko, G.V. Bezprozvannykh // Vesnik NTU "HPI". - 2011. - № 41. - С. 24-29.

Надійшла 29.02.2012

Безпрозванных Ганна Вікторова, д.т.н., проф.

Бойко Антон Миколайович

Національний технічний університет

"Харківський політехнічний інститут"

кафедра електроізоляційної та кабельної техніки

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

тел. (057) 70-76-10, e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua

Bezprozvannykh A.V., Boyko A.N.

Experimental determination of triboelectric potential in unshielded and shielded network cables.

At application of both unshilded and shilded twisted pairs of structured cable networks, additional noise is generated directly in the cables structures with different materials. It is caused by a triboelectric effect. Values of the triboelectric potential in unshielded and shielded 5j-category cable samples are experimentally determined. It is revealed that there is a constant component and a flicker component in the triboelectric potential spectra.

Key words – **unshielded and shielded twisted pairs, triboelectric (microphonic) effect, triboelectric potential spectra, white noise, flicker component.**

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПРОЦЕССЫ В ПЛОСКОЙ ИНДУКТОРНОЙ СИСТЕМЕ С ДВУМЯ КАТУШКАМИ ПРИ РАВНОМЕРНОМ РАСПРЕДЕЛЕНИИ В НИХ ПОВЕРХНОСТНЫХ ТОКОВ

Проведено аналіз розподілу дотичного компонента напруженості магнітного поля із двох сторін плоского металевого немагнітного листа при впливі на нього з однієї сторони полів двох плоских співвісних індукторів, включених у розрядні ланцюги двох магнітно-імпульсних установок. Розрядний струм першої установки має частоту порядку десятків кілогерц, а другий – одиниць кілогерц. Струми в індукторах мають взаємно протилежний напрямок. Визначена ділянка заготовки, на поверхні якої, дотична компонента напруженості магнітного поля практично дорівнює нулю і співвідношення поверхневої щільності струмів в індукторах, при якому ця умова досягається.

Проведен анализ распределения касательной компоненты напряжённости магнитного поля с двух сторон плоского металлического немагнитного листа при воздействии на него с одной стороны полей двух плоских соосных индукторов, включённых в разрядные цепи двух магнитно-импульсных установок. Разрядный ток первой установки имеет частоту порядка десятков килогерц, а второй – единиц килогерц. Токи в индукторах имеют взаимно противоположное направление. Определена область заготовки, на поверхности которой, касательная компонента практически равна нулю и соотношение поверхностных плотностей токов в индукторах, при котором это условие достигается.

ВВЕДЕНИЕ

Около пяти десятилетий в машиностроительной, авиационной и других отраслях промышленности используется магнитно-импульсная обработка металлов (МИОМ). При этом в основном, использовались технологические схемы обработки, в которых силы, действующие на заготовку, направлены от индуктора к последней [4]. В настоящее время для расширения технологических возможностей МИОМ исследуют схемы обработки, в которых пондеромоторные силы направлены от заготовки к индуктору, т.е. операция притяжения участка заготовки. Данная операция может использоваться для расширения труб малого диаметра [9], для обработки закрытых металлических сосудов, а также для рихтовки вмятин на корпусах самолётов и автомобилей [2] внешним индуктором. Операция притяжения участка заготовки к индуктору может осуществляться разными способами [2]. Один из таких способов – создание воздействующего на заготовку импульса магнитного поля с пологим фронтом и резким спадом [8]. Для практической реализации импульса такой формы может быть использована двухчастотная схема, в которой индукторная система состоит из двух катушек. Каждая катушка подключена к своей магнитно-импульсной установке (МИУ): на одну катушку (индуктор) подаётся разрядный ток высокой частоты (порядка нескольких десятков килогерц), на вторую – низкой частоты (порядка единиц килогерц). При "медленном" нарастании магнитного поля, создаваемого первой катушкой, поле легко проникает сквозь металлический лист. В определённый момент времени включается вторая катушка (через которую протекает ток высокой частоты), создаваемое ей поле резко нарастает до амплитудного значения и направлено противоположно по отношению к первоначальному "медленному" полю. Пространственно-временная суперпозиция этих полей приводит к тому, что над листовым металлом напряжённость магнитного поля резко падает. При этом поле с обратной стороны листа остаётся практически неизменным. В течение определённого временного интервала на металл будет действовать сила притяжения,

направленная к индукторам. Принцип действия такой системы описан, например, в работе [10], однако, в ней не проведены исследования распределения напряжённости магнитного поля в рабочем зазоре. Условием для выполнения операции притяжения в рассматриваемой системе является наличие проникшего сквозь обрабатываемую листовую заготовку низкочастотного магнитного поля и отсутствие его на внутренней поверхности заготовки, обращённой к индукторам [8].

Цель работы – теоретическое исследование распределения напряжённости магнитного поля в плоской индукторной системе с двумя катушками, подключёнными к двум источникам энергии при магнитно-импульсном воздействии на участок листовой металлической немагнитной заготовки.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Теоретическое описание процессов проведём для конструкций, содержащих два источника магнитного поля. Схематически, система с двумя катушечными индукторами показана на рис. 1.

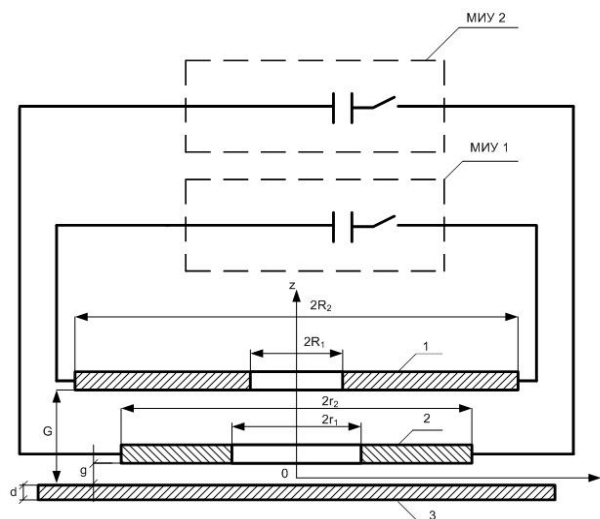


Рис. 1

На рис. 1 цифрами обозначены: 1 – индуктор, включенный в разрядную цепь низкочастотной МИУ (МИУ 1) и расположенный на расстоянии G от заготовки, 2 – индуктор, включенный в разрядную цепь высокочастотной МИУ (МИУ 2) и расположенный на расстоянии g от заготовки, 3 – листовая заготовка, толщиной d и удельной электропроводностью металла – γ . Начало цилиндрической системы координат находится на поверхности листа под центром витков индукторов, ось z перпендикулярна плоскости листа и направлена в сторону индукторов.

Расчёт электромагнитных процессов проведен в два этапа в приближении заданного тока. Предполагается, что разрядные токи МИУ, протекающие в индукторах, определяются параметрами разрядных контуров, их поверхностные плотности распределены равномерно, взаимное влияние катушек не учитывается. На первом этапе вычисляется напряжённость магнитного поля, создаваемого одной плоской катушкой, расположенной над металлическим листом. Временные характеристики процессов не конкретизируются и задаются в общем виде. Подобная задача рассматривалась в работах многих авторов [1, 5, 7, 8], но с целью исследования распределения напряжённости магнитного поля в индукторной системе с двумя плоскими катушками, подключёнными к двум источникам энергии, автору не известно.

На втором этапе, исходя из полученных результатов, необходимо записать два выражения для напряжённостей полей с заданными временными параметрами ("медленное" и "быстрое"). Суперпозиция этих полей даёт ответ на поставленный вопрос.

Для решения первого этапа поставленной задачи воспользуемся расчётной моделью, представленной на рис. 1, при условии, что источником магнитного поля является только один индуктор. Решение задачи проведено в цилиндрической системе координат, при этом приняты следующие допущения: рассматривается взаимодействие электромагнитного поля с листовым немагнитным металлом толщиной d и удельной электропроводностью γ , имеет место аксиальная симметрия относительно оси OZ в выбранной системе координат, толщина катушки пренебрежимо мала, так что её металл "прозрачен" для действующих электромагнитных полей, в катушке с равномерной намоткой (число витков – w) протекает ток $I(t)$, временные параметры которого таковы, что в расчётах можно применить условие квазистационарности происходящих электромагнитных процессов.

Уравнения Максвелла для возбуждаемых в рассматриваемой системе составляющих вектора электромагнитного поля, преобразованных по Лапласу с учётом нулевых начальных условий, имеют вид:

$$\frac{\partial H_r(p, r, z)}{\partial z} - \frac{\partial H_z(p, r, z)}{\partial r} = j_\varphi(p, r, z), \quad (1)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r E_\varphi(p, r, z)) = -\mu_0 p H_z(p, r, z), \quad (2)$$

$$\frac{\partial E_\varphi(p, r, z)}{\partial z} = \mu_0 p H_r(p, r, z), \quad (3)$$

где p – параметр преобразования Лапласа; $j_\varphi(p, r, z)$ –

плотность стороннего тока в катушке; $j_\varphi(p, r, z) = j(p) \cdot (\eta \cdot (r - R_1) - \eta \cdot (r - R_2)) \cdot \delta(z - h)$ [5]; $I(p) = L\{I(t)\}$; $E_\varphi(p, r, z) = L\{E_\varphi(t, r, z)\}$, $H_{r,z}(p, r, z) = L\{H_{r,z}(t, r, z)\}$; $\eta(r)$ и $\delta(z)$ – ступенчатая и импульсная функции, соответственно [6].

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЁТОВ И ИХ АНАЛИЗ

Из дифференциальных уравнений (1) – (3) с учётом принятых допущений можно получить уравнения для азимутальной компоненты напряжённости электрического поля – $E_\varphi(p, r, z)$ в трёх областях: над листовой заготовкой, $z \geq 0$, в металле заготовки, $z \in [-d, 0]$, под листовой заготовкой, $z \leq -d$. Условие ограниченности радиального распределения $E_\varphi(p, r, z)$ при $r = 0$ и $r = \infty$ удовлетворяет интегральное преобразование Фурье-Бесселя [6].

После применения интегрального преобразования Фурье-Бесселя уравнения для азимутальной компоненты напряжённости электрического поля в трёх рассматриваемых областях приводятся к обыкновенным дифференциальным уравнениям второго порядка, решение которых подробно описаны в [3, 7]. Запишем окончательное выражение для касательной компоненты вектора напряжённости магнитного поля на поверхностях обрабатываемой плоской заготовки.

$$H(p, \lambda, z = 0) = -j(p) \cdot f(\lambda) \cdot e^{-\lambda h}.$$

$$\frac{sh(qd) + \left(\frac{\lambda}{q}\right) \cdot ch(qd)}{2 \cdot \left(\frac{\lambda}{q}\right) \cdot ch(qd) + \left[1 + \left(\frac{\lambda}{q}\right)^2\right] \cdot sh(qd)}, \quad (4)$$

$$H(p, \lambda, z = -d) = H(p, \lambda, z = 0) \cdot S(q, \lambda), \quad (5)$$

где $q = \sqrt{\lambda^2 + (p\mu_0\gamma)}$; λ – параметр интегрального преобразования Фурье-Бесселя; $S(q, \lambda)$ – коэффициент экранирования поля металлической листовой заготовкой,

$$S(q, \lambda) = \frac{\left(\frac{\lambda}{q}\right)}{sh(qd) + \left(\frac{\lambda}{q}\right) \cdot ch(qd)};$$

$$f(\lambda) = \int_0^\infty (\eta(r - R_1) - \eta(r - R_2)) \cdot J_1(\lambda r) \cdot r \cdot dr = \frac{F(\lambda R_1) - F(\lambda R_2)}{\lambda^2}, \quad F(x) = \int_0^x x \cdot J_1(x) \cdot dx;$$

$J_1(\lambda r)$, $J_1(x)$ – функции Бесселя первого рода первого порядка.

Достоверность полученных формул (4) и (5) проверена с помощью предельных переходов к хорошо известным физическим ситуациям при $\gamma \rightarrow \infty$, $d \rightarrow 0$ [3].

Непосредственное использование формул (4) и (5) для конкретных расчётов затруднительно. Выполнение обратных преобразований Лапласа и Фурье-Бесселя в этих выражениях требует проведения достаточно сложных и громоздких математических выкладок, поэтому воспользуемся упрощениями, которые были использованы в работах [3, 7].

Для низких частот $\sim 1 \div 2$ кГц выражения (4) и (5) принимают вид:

$$H(p, \lambda, z=0) \approx -j(p) \cdot f(\lambda) \cdot \frac{e^{-\lambda G}}{2}. \quad (6)$$

$$H(p, \lambda, z=-d) \approx -j(p) \cdot f(\lambda) \cdot \frac{e^{-\lambda(d+G)}}{2}. \quad (7)$$

Для высокочастотного диапазона действующего магнитного поля с частотой $f \approx 30-40$ кГц и выше выражения (4) и (5) принимают вид:

$$H(p, \lambda, z=0) \approx -j(p) \cdot f(\lambda) \cdot e^{-\lambda g}. \quad (8)$$

$$H(p, \lambda, z=-d) \approx -j(p) \cdot f(\lambda) \cdot e^{-\lambda g} \cdot \frac{\left(\frac{\lambda}{\sqrt{p\mu_0\gamma}} \right)}{\text{sh}\left(\sqrt{p\mu_0\gamma} d \right)}. \quad (9)$$

Полученные результаты описывают пространственно-временные распределения касательной компоненты напряжённости магнитного поля на поверхностях обрабатываемого металлического листа.

Приведём их к виду, удобному для практических вычислений. Выполним обратные преобразования Фурье-Бесселя и Лапласа и введём новые обозначения.

Для низкочастотного режима, определяемого верхней катушкой, получим:

а) над листом:

$$H_1(t, r, z=0) \approx \frac{-j_1(t)}{2} \cdot \int_0^{\infty} \left[\int_{(\lambda R_1)}^{(\lambda R_2)} x \cdot J_1(x) \cdot dx \right] \times \frac{e^{-\lambda G}}{\lambda} \cdot J_1(\lambda r) \cdot d\lambda, \quad (10)$$

б) под листом:

$$H_1(t, r, z=-d) \approx \frac{-j_1(t)}{2} \cdot \int_0^{\infty} \left[\int_{(\lambda R_1)}^{(\lambda R_2)} x \cdot J_1(x) \cdot dx \right] \times \frac{e^{-\lambda(G+d)}}{\lambda} \cdot J_1(\lambda r) \cdot d\lambda, \quad (11)$$

где $j_1(t)$ – поверхностная плотность тока в катушке [8],

$j_1(t) = \frac{I_1(t) \cdot w_1}{(R_2 - R_1)}$ [5], $I_1(t)$ и w_1 – ток и число витков в катушке, соответственно.

Для высокочастотного режима, определяемого нижней катушкой, получим:

а) над листом:

$$H_2(t, r, z=0) \approx -j_2(t) \cdot \int_0^{\infty} \left[\int_{\lambda r_1}^{\lambda r_2} x \cdot J_1(x) \cdot dx \right] \times \frac{e^{-\lambda g}}{\lambda} \cdot J_1(\lambda r) \cdot d\lambda, \quad (12)$$

б) под листом:

$$H_2(t, r, z=-d) \approx \frac{-\int_0^t j_2(\tau) \cdot d\tau}{(\mu_0 \gamma d)} \cdot \int_0^{\infty} \left[\int_{(\lambda r_1)}^{(\lambda r_2)} x \cdot J_1(x) \cdot dx \right] \times e^{-\lambda g} \cdot J_1(\lambda r) \cdot d\lambda, \quad (13)$$

где $j_2(t)$ – поверхностная плотность тока в катушке [8],

$j_2(t) = \frac{I_2(t) \cdot w_2}{(r_2 - r_1)}$ [5], $I_2(t)$ и w_2 – ток и число витков в катушке, соответственно.

Переход в пространство оригиналов от изображения по Лапласу в выражении (13) совершён при дополнительном математическом упрощении. Гиперболический синус в знаменателе дроби (9) заменён первым слагаемым его разложения в окрестности нуля. Физически, эта операция адекватна усилению интенсивности диффузионных процессов сквозь металл обрабатываемого листа (практически – это либо уменьшение его толщины, либо уменьшение частоты действующего поля). Таким образом, полученный результат (13) даёт несколько завышенную амплитуду напряжённости проникшего поля. Однако, этот факт играет положительную роль в оценке параметров происходящих электромагнитных процессов. Их значения получаются с некоторым "запасом", что крайне важно для практических рекомендаций по конструктивному исполнению рассматриваемой индукторной системы.

Результатирующие магнитные поля в системе находятся суперпозицией соответствующих решений. Формулы (10) – (13) представляют собой полное решение поставленной задачи о расчёте электромагнитных процессов в индукторной системе для "вытягивания" участка металлического листа магнитным полем, возбуждаемым низкочастотным и высокочастотным источниками. В качестве примера, рассмотрим применение полученных результатов для расчёта распределения напряжённости магнитного поля в индукторной системе, эскиз которой представлен на рис. 1.

Геометрия индукторной системы следующая: источник низкочастотного поля – $R_1 = 0,01$ м, $R_2 = 0,05$ м, $G = 0,01$ м; источник, создающий высокочастотное поле: $r_1 = 0,025$ м, $r_2 = 0,035$ м, $g = G/2 = 0,005$ м; обрабатывается стальной лист толщиной $d = 0,0008$ м, удельная электропроводность которого равна $0,6 \cdot 10^7$ 1/Ом·м. Временные зависимости токов, протекающих в обмотках первого и второго источников, функционально одинаковы и представляют собой экспоненциально затухающие синусоиды, то есть $j_{1,2}(t) = j_{1,2}^{\max} \cdot e^{-\delta_{1,2} t} \cdot \sin(\omega_{1,2} t)$, $j_{1,2}^{\max}$ – амплитудные значения поверхностных плотностей токов, $\delta_{1,2}$ – декременты затухания, $\omega_{1,2} = 2\pi \cdot f_{1,2}$, $f_{1,2}$ – рабочие частоты; относительные декременты одинаковы и равны 0,2, рабочая частота низкочастотного источника поля – $f_1 = 2$ кГц, рабочая частота высокочастотного источника поля – $f_2 = 40$ кГц.

Найдём распределение касательной составляющей напряжённости магнитного поля на поверхностях обрабатываемого металлического листа, пространственную область заготовки, в которой на внутренней поверхности, обращённой к индукторам, эта компонента напряжённости магнитного поля практически равна нулю, временной характер взаимодействия возбуждаемых полей.

Вычислим в отдельности напряжённости магнитных полей, возбуждаемых каждым из источников. На рис.2 приведено распределение амплитудных значений касательной компоненты напряжённости магнит-

ного поля, создаваемого низкочастотным источником (пунктирная линия) и высокочастотным источником (сплошная линия) на внутренней (2) и внешней (3) поверхностях металлического листа (внутренней поверхностью листа будем считать поверхность, обращённую к индукторам). Кривая – 1 соответствует распределению поля по поверхности индуктора.

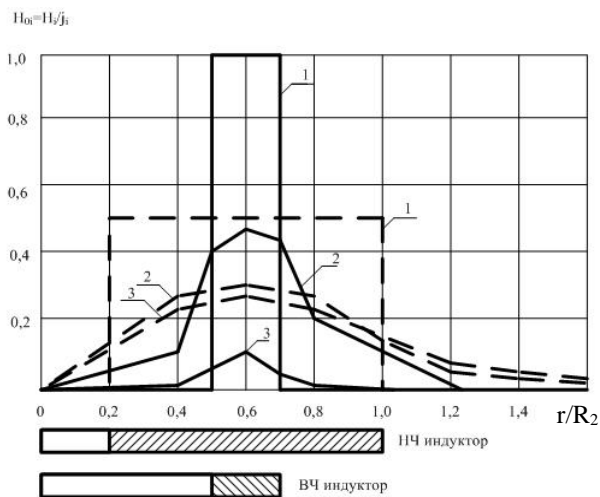


Рис. 2

Как видно из результатов расчёта, представленных на рис. 2, максимально возможная напряжённость низкочастотного магнитного поля может составлять не более 50 % от поверхностной плотности тока в катушке. Этот факт объясняется тем, что в данном режиме наличие заготовки практически не влияет на электромагнитные процессы (она "ведёт" себя как диэлектрик), и, как следует из закона полного тока, с каждой стороны катушки возбуждается поле с половинной амплитудой (от максимально возможной в случае, когда заготовка – идеальный проводник). Количественно, на внутренней и внешней поверхностях заготовки напряжённости практически одинаковы и составляют около $\sim 0,3j_1$ (рис. 2 пунктирные кривые – 2 и 3). Таким образом, для компенсации поля над заготовкой необходимо возбуждение противоположно направленного высокочастотного поля с амплитудой $H_{m2} \approx -0,3j_1$. Если учесть, что на внутренней поверхности заготовки напряжённость высокочастотного поля составляет $\sim 0,48j_2$ (рис. 2, сплошная кривая – 2), то соотношение поверхностных плотностей токов в индукторах должно составлять $\sim j_2/j_1 \approx 0,625$. Это соотношение позволяет выбрать токовые режимы источников в рассматриваемой индукторной системе.

Высокочастотное поле также проникает сквозь листовую заготовку (рис. 2, сплошная кривая 3) и его напряжённость определяет амплитуду результирующего поля в результате суперпозиции с низкочастотным полем.

Распределение касательных составляющих напряжённостей магнитных полей с разными временными параметрами в отдельности и результат их суперпозиции на внутренней и внешней поверхностях листовой заготовки приведено на рис. 3.

На рис. 3 цифрами обозначены пространственное распределение касательной составляющей напряжённости низкочастотного – 1, высокочастотного – 3 и результирующего поля – 2 на внешней поверхности обрабатываемой листовой заготовки, а также распределение результирующей касательной компоненты напряжённости магнитного поля на внутренней стороне листа – 4. Пространственная область над заготовкой, где должна иметь место практически нулевая напряжённость магнитного поля, приблизительно равна ширине высокочастотного индуктора и расположена под ним.

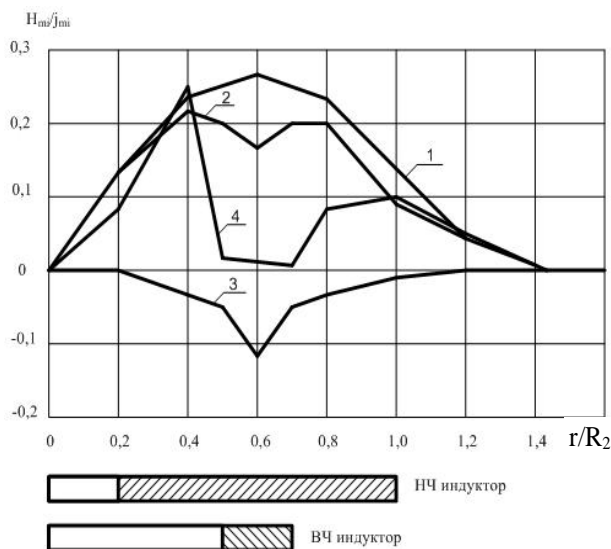


Рис. 3

На внешней поверхности заготовки, пространственная область с максимальной напряжённостью магнитного поля расположена также под высокочастотным индуктором. Её амплитуда составляет около 20% от поверхностной плотности тока в низкочастотной катушке, то есть $\sim 0,2j_1$. Данный результат позволяет практически оценить возможные амплитуды сил магнитного давления, действующие на обрабатываемую листовую заготовку.

ВЫВОДЫ

1. В рассмотренной индукторной системе напряжённость магнитного поля под обрабатываемой листовой заготовкой составляет $\sim 20\%$ от амплитудного значения поверхностной плотности тока в обмотке низкочастотного индуктора.

2. Пространственная область листовой заготовки, в которой выполняется условие, необходимое для проведения технологической операции притяжения, при разряде двух МИУ с разными частотными характеристиками разрядных токов, соответствует кольцу с размерами высокочастотного индуктора и расположена под ним.

3. Получено соотношение для определения величин поверхностных плотностей токов в индукторах из условия компенсации низкочастотного магнитного поля над заготовкой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Батыгин Ю.В., Бондаренко А.Ю. Силы, действующие на тонкостенный немагнитный проводник, в проникающем поле плоского одновиткового соленоида // *Технічна електродинаміка*. – 2010. – № 1. – С. 9-14.
2. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Бондаренко А.Ю. Инструмент для магнитно-импульсного притяжения листовых заготовок // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2007. – № 11(47). – С. 44-51.
3. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. 2-е изд., перераб. и доп. – Харьков: МОСТ-Торнадо, 2003. – 288 с.
4. Белый И.В., Фертик С.М., Хименко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков: Вища школа, 1977. – 168 с.
5. Дзенитис О.Я., Бандер З.И. Расчет распределения поля плоской катушки вблизи полубесконечной проводящей среды с учётом переходного процесса // *Изв. АН Латв. ССР. Сер. физ. и техн. наук*. – 1971. – № 6. – С. 78-87.
6. Мэтьюз Дж., Уокер Р. Математические методы физики. – М.: Атомиздат, 1972. – 392 с.
7. Туренко А.Н., Батыгин Ю.В., Гнатов А.В. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. Т.3: Теория и эксперимент притяжения тонкостенных металлов импульсными магнитными полями. – Харьков: ХНАДУ, 2009. – 240 с.
8. Шнеерсон Г.А. Поля и переходные процессы в аппаратуре сверх сильных токов. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 416 с.
9. Щеглов Б.А., Есин А.А. Раздача тонкостенных трубчатых заготовок силами притяжения импульсного магнитного поля // *Кузнечно-штамповочное производство*. – 1971. – №4. – С. 15-18.
10. Патент 4061007 USA, МПК В21Д26/14. Electromagnetic dent remover with electromagnetic localized work coil / Karl A. Hansen, I. Glen Hendrickson (USA). – №646068, Filed 02.01.1976, Published 06.12.1977. – 10 p.

Bibliography (transliterated): 1. Batygin Yu.V., Bondarenko A.Yu. Sily, dejstvuyushchie na tonkostennyj nemagnitnyj provodnik, v pronikayushchem pole ploskogo odnovitkovogo solenoida // *Tekhnichna elektrodinamika*. - 2010. - № 1. - S. 9-14. 2. Batygin Yu.V., Lavinskij V.I., Bondarenko A.Yu. Instrument dlya magnitno-impul'snogo prityazheniya listovyh zagotovok // *Aviacionno-kosmicheskaya tehnika i tehnologiya*. - 2007. - № 11(47). - S. 44-51. 3. Batygin Yu.V., Lavinskij V.I., Himenko L.T. Impul'snye magnitnye polya dlya progressivnyh

tehnologij. 2-e izd., pererab. i dop. -Har'kov: MOST-Tornado, 2003.-288 s. 4. Belyj I.V., Fertik S.M., Himenko L.T. Spravochnik po magnitno-impul'snoj obrabotke metallov. - Har'kov: Vissha shkola, 1977. - 168 s. 5. Dzenitis O.Ya., Bander Z.I. Raschet raspredeleniya polya ploskoj katushki vblizi polubeskonechnoj provodyaschej sredy s uchetoм perehodnogo processa // *Izv. AN Latv. SSR. Ser. fiz. i tehn. nauk*. - 1971. - № 6. - S. 78-87. 6. M'et'yuz Dzh., Uoker R. Matematicheskie metody fiziki. - M.: Atomizdat, 1972. - 392 s. 7. Turenko A.N., Batygin Yu.V., Gnatov A.V. Impul'snye magnitnye polya dlya progressivnyh tehnologij. T.3: Teoriya i `eksperiment prityazheniya tonkostennyh metallov impul'snymi magnitnymi polyami. - Har'kov: HNADU, 2009. - 240 s. 8. Shneerson G.A. Polya i perehodnye processy v apparature sverh sil'nyh tokov. 2-e izd., pererab. i dop. - M.: `Energoatomizdat, 1992. - 416 s. 9. Scheglov B.A., Esin A.A. Razdacha tonkostennyh trubchatyh zagotovok silami prityazheniya impul'snogo magnitnogo polya // *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*. -1971. - №4. - S. 15-18. 10. Patent 4061007 USA, MPK V21D26/14. Electromagnetic dent remover with electromagnetic localized work coil / Karl A. Hansen, I. Glen Hendrickson (USA). - №646068, Filed 02.01.1976, Published 06.12.1977.- 10 p.

Поступила 15.11.2011

*Бондаренко Александр Юрьевич к.т.н., с.н.с, доц.
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
кафедра "Инженерная электрофизика"
61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
тел. (057) 7076245, e-mail: baiu@kpi.kharkov.ua*

Bondarenko A.Yu.

Electromagnetic processes in a flat inductor system with two coils under uniform surface currents distribution in the coils.

An analysis of magnetic field intensity tangent component distribution from the both sides of a flat metal nonmagnetic sheet is carried out, one side of the sheet exposed to magnetic fields of two flat co-axial inductors. The inductors are connected to discharge circuits of two magnetic pulse plants. The frequency of the first plant discharge current is about dozens of kilohertz, while that of the other plant discharge current is a few kilohertz. The inductor currents are mutually opposite. The workpiece zone with the tangent component of magnetic field intensity practically equal to zero and the ratio of the inductor current surface densities to meet this condition are specified.

Key words – magnetic pulse treatment of metals, magnetic pulse plant, flat inductor, magnetic field strength.

КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ПОЛИВИНИЛХЛОРИДА ДЛЯ ИЗОЛЯЦИИ КАБЕЛЬНО-ПРОВОДНИКОВОЙ ПРОДУКЦИИ. ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ, РЕОЛОГИЧЕСКИЕ И ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

Представлені результати теоретичних і експериментальних досліджень по розробці полімерних композицій на основі смол ПВХ різних виробників для ізоляції кабельно-провідникової продукції, які забезпечують комплекс технічних властивостей по технологічності і експлуатаційним характеристикам. Вивчені основні відмінності теплофізичних, реологічних і електрофізичних характеристик залежно від використовуваних смол ПВХ.

Представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований по разработке полимерных композиций на основе смол ПВХ различных производителей для изоляции кабельно-проводниковой продукции, обеспечивающих комплекс технических свойств по технологичности и эксплуатационным характеристикам. Изучены основные отличия теплофизических, реологических и электрофизических характеристик в зависимости от используемых ПВХ смол.

Полимерные композиции на основе поливинилхлорида (ПВХ) широко используют в производстве кабелей и проводов [1]. На рынке Украины появился большой ассортимент поливинилхлоридных смол различных производителей. Разумеется, качество этих полимеров различное.

Целью настоящей работы являлось изучение теплофизических, реологических и эксплуатационных характеристик полимерных композиций на основе смол ПВХ различных производителей для изготовления изоляции кабельно-проводниковой продукции.

При проведении исследований использовали ПВХ композиции, изготовленные на базе суспензионных ПВХ смол следующих марок:

- S-PVC OXYVINIL 240, США (композиция № 1);
- KSF-70 Карпатнефтехим, Украина (композиция № 2);
- S-70-PVC-S Polanvil, Польша (композиция № 3).

В состав композиций входят: пластификатор (диоктилфталат), стабилизаторы (соли жирных кислот Ca и Zn), антиоксидант, технологическая добавка.

Полимерные композиции получали смешением исходных компонентов в лабораторном смесителе. Полученную смесь вальцевали на лабораторных вальцах. Промышленные партии изготавливались на линии компаундирования ПВХ пластиков фирмы REPKON. Наложение изоляции на КПП производили на линиях изолирования ME 160, ME 90.

Исследования реологических характеристик проводили методом капиллярной вискозиметрии согласно общепринятой методики на приборе ИИРТ-АМ с обработкой результатов при помощи стандартной компьютерной программы Microsoft Excel. Графические зависимости строились с помощью программы Graph 3D.

Серия опытов по изучению фазовых переходов, процессов термоокислительной деструкции была проведена на приборе термогравиметрического анализа и дифференциальной сканирующей колориметрии TGA/DSC 1/1100 SF и DSC 1 фирмы METTLER TOLEDO при скорости нагрева 3 град/мин и 10 град/мин.

Определение физико-механических характеристик проводили в соответствии с ДСТУ ІЕС 60811-1-1:2004 [2] со статистической обработкой результатов. Диэлектрические показатели – в соответствии с ГОСТ 6433.1-71 [3].

Важную роль в процессах переработки ПВХ композиций (нанесение изоляции) имеют теплофизические характеристики.

Из данных DSC исследований (рис. 1, табл. 1) видно, что температуры стеклования для смол отличаются незначительно, однако области фазового перехода стеклования более широкие для смол S-PVC OXYVINIL 240 и KSF-70 по сравнению со смолой S-70-PVC-S Polanvil.

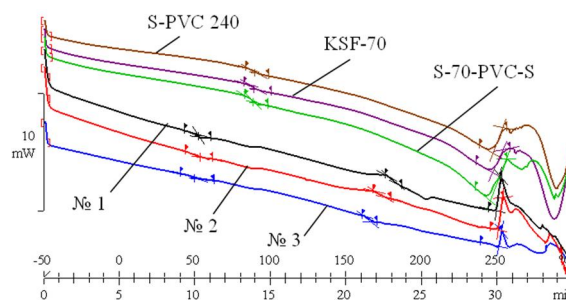


Рис. 1. DSC исследования смол ПВХ различных производителей и полимерных композиций № 1-3 на их основе

Для полимерных композиций наблюдается сдвиг базовой линии фазового перехода стеклования в область более низких температур, а также расширение области перехода для композиций № 1, № 2.

Кроме того, удельная теплоемкость процесса стеклования также уменьшается. Эти значительные изменения происходят в результате увеличения молекулярной массы между зацеплениями и снижением межмолекулярного взаимодействия. По температуре стеклования определяется время охлаждения.

Переход аморфных полимеров в вязкотекучее состояние происходит при температуре близкой к температуре текучести. Определение температуры текучести необходимо, чтобы установить минимальную температуру переработки полимерных композиций и тем самым уменьшить развитие необратимых деформаций.

Интервал температур между температурой текучести (T_T) и температурой термоокислительной деструкции (T_D) определяет в первом приближении температурную область переработки исследуемых ПВХ композиций.

Таблица 1
Результаты DSC исследования смол ПВХ различных производителей и полимерных композиций № 1-3 на их основе

№ композиции	Начало эффекта, °С	Средняя точка эффекта, °С	Окончание эффекта, °С	ΔСр, Дж/(г·К)	Температура текущей, (T _m), °С		Температура термоокислительной деструкции, (T _d), °С
					Начало эффекта, °С	Окончание эффекта, °С	
ПВХ смола S-PVC 240	85,94	89,91	92,14	0,242	-	-	246,68
ПВХ смола KSF-70	85,49	89,26	92,02	0,226	-	-	246,19
ПВХ смола S-70-PVC	86,78	88,47	89,42	0,159	-	-	245,15
1	51,77	52,22	52,80	0,175	718,4	183,11	248,52
2	46,23	53,47	54,17	0,149	168,68	175,57	249,80
3	44,83	50,44	52,79	0,104	161,63	166,64	248,55

Температура термоокислительной деструкции, в то же время, не является определяющей для выбора максимально-допустимой температуры переработки. Эта температура фактически всегда ниже, поскольку зависит от интенсивности разложения полимера и времени пребывания композиций в нагретом состоянии. Для этого были проведены исследования образцов в статическом состоянии при воздействии температуры 180 °С и 190 °С (табл. 2).

Таблица 2
Стойкость полимерных композиций к термоокислительной деструкции

Наименование показателя	№ полимерной композиции		
	1	2	3
Время выдержки до появления черной окраски при температуре:			
- 180 °С, мин	180	165	150
- 190 °С, мин	120	110	100

Также для определения режимов переработки проведены реологические исследования ПВХ композиций. Реологические свойства ПВХ композиций изучали при температуре 170-200 °С и нагрузках 21,6 Н, 38 Н, 50 Н, 100 Н, 125 Н, 216 Н.

По полученным данным рассчитывали напряжения сдвига, скорости сдвига и эффективную вязкость по следующей методике:

Напряжение сдвига определяли по формуле [4]

$$\tau = (P - P_{ex}) \frac{r}{2L\pi R^2}, \quad (1)$$

где τ – напряжение сдвига, Па; P – давление, необходимое для обеспечения расхода через капилляр, дин; P_{ex} – входные потери, дин; R – радиус цилиндра, см; r – радиус капилляра, см; L – длина капилляра, см.

Скорость сдвига определяли по формуле [4]

$$\dot{\gamma} = \frac{4Q}{\pi r^3}, \quad (2)$$

где $\dot{\gamma}$ – скорость сдвига, с⁻¹; Q – расход материала, см³/с ($Q = 2\pi R h$, где h – стационарная скорость погружения поршня, см/с; R – радиус цилиндра, см); r – радиус капилляра, см.

Эффективную вязкость определяли по формуле [4]

$$\eta_{ef} = \tau / \dot{\gamma}, \quad (3)$$

где η_{ef} – эффективная вязкость, Па·с.

Строили графики логарифмической зависимости напряжения сдвига от скорости сдвига, эффективной вязкости от скорости сдвига и графики эффективной вязкости от скорости сдвига.

Из рис. 2-4 видно, что при температуре 170 °С композиции № 1 и № 2 перерабатываются при более высоких напряжениях сдвига по сравнению с полимерной композицией № 3. При температуре 190 °С диапазон напряжений сдвига значительно сужается, а при температуре 200 °С снова расширяется, особенно в области малых скоростей сдвига.

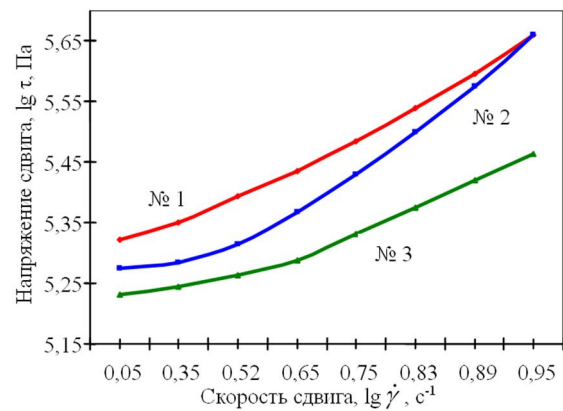


Рис. 2. Логарифмическая зависимость напряжения сдвига расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 170 °С и длине капилляра 8 мм

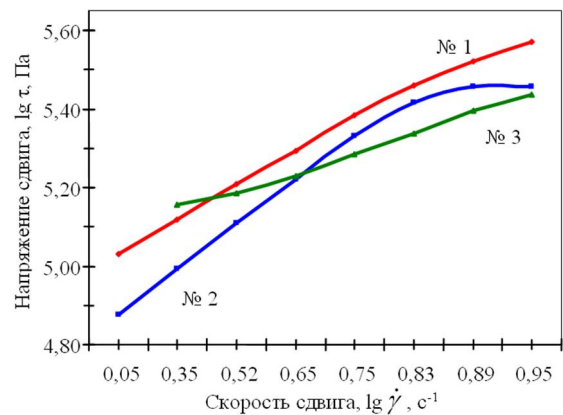


Рис. 3. Логарифмическая зависимость напряжения сдвига расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 190 °С и длине капилляра 8 мм

Зависимость вязкости расплава полимеров от температуры (рис. 5-7) имеет нелинейный характер, и влияние температуры при различных скоростях сдвига неоднозначно.

Если сравнить изменение вязкости с повышением температуры при малых скоростях сдвига, то оно значительно больше, чем при больших. Это объясняется тем, что течение при низких скоростях не вызывает значи-

тельного разрушения микроблоков и узлов пространственной сетки, а при высоких температурах происходит их разрушение под действием тепловой флуктуации и вязкость с ростом температуры сильно уменьшается.

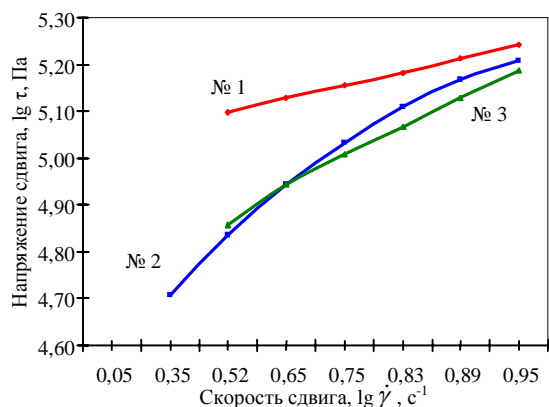


Рис. 4. Логарифмическая зависимость напряжения сдвига расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 200 °С и длине капилляра 8 мм

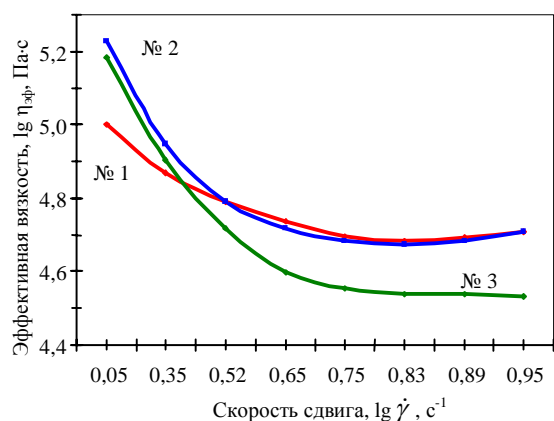


Рис. 5. Логарифмическая зависимость эффективной вязкости расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 170 °С и длине капилляра 8 мм

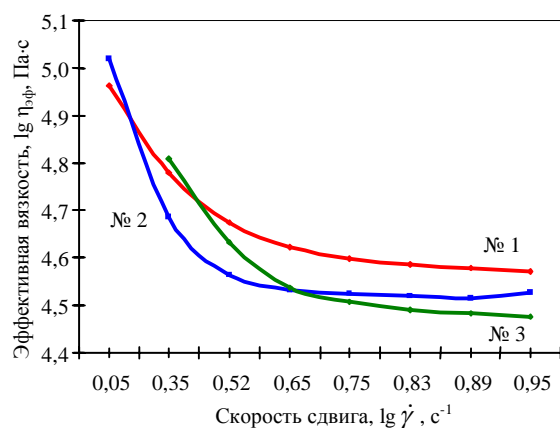


Рис. 6. Логарифмическая зависимость эффективной вязкости расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 190 °С и длине капилляра 8 мм

При больших скоростях течения, когда структуры практически уже разрушены, изменение вязкости при повышении температуры незначительно.

Эффективная вязкость имеет стабильные значения при температуре расплава 170-190 °С (рис. 5-7) и скорости сдвига 5,6-8,9 с⁻¹ (рис. 8).

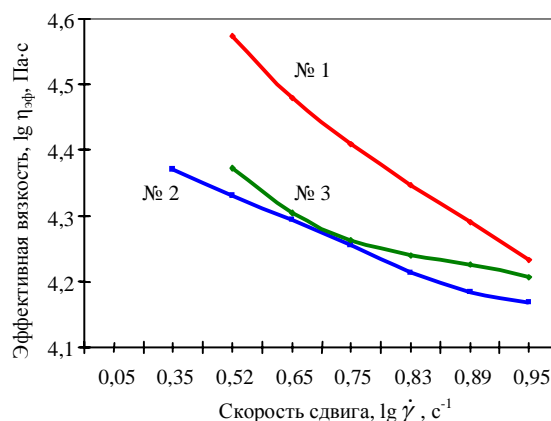


Рис. 7. Логарифмическая зависимость эффективной вязкости расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 200 °С и длине капилляра 8 мм

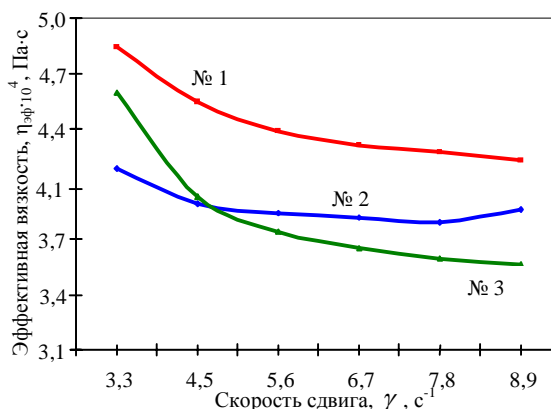


Рис. 8. Зависимость эффективной вязкости расплава полимерных композиций № 1-3 от скорости сдвига при температуре 190 °С и длине капилляра 8 мм

Проведены испытания физико-механических, электрических характеристик ПВХ композиций, результаты которых приведены в табл. 3

Таблица 3

Свойства ПВХ композиций

№ п/п	Наименование показателей	Результаты испытаний для ПВХ композиций		
		1	2	3
1	Удельное объемное электрическое сопротивление при температуре 20 °С, Ом·см	3,77·10 ¹⁴	4,17·10 ¹⁴	2,03·10 ¹⁴
2	Прочность при разрыве, МПа	246,5	241,8	240,5
3	Относительное удлинение при разрыве, %	330	340	360
4	Сохранение прочности при разрыве после выдержки при температуре 100 ± 2 °С в течение 7 суток, МПа (%)	250 (100,4)	232,8 (96,2)	239,3 (99,5)
5	Сохранение относительного удлинения при разрыве после выдержки при температуре 100±2 °С в течение 7 суток, % (%)	300 (90,9)	300 (88,2)	300 (83,3)

Результаты проведенных исследований показывают, что все композиции ПВХ пластикатов соответствуют требованиям ДСТУ ІЕС 60502-1:2009 [5].

Полимерные композиции № 1 и № 2 обладают более высокими показателями удельного объемного электрического сопротивления; сохранением относительного удлинения при разрыве после выдержки при температуре 100 ± 2 °С в течение 7 суток.

В соответствии с данными реологических исследований полимерные композиции № 1 и № 2 перерабатываются при более высоких напряжения сдвига, однако интенсивность их разложения при температурах 180-190 °С ниже, что расширяет температурный диапазон переработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Карпушенко В.П., Шебенюк Л.А., Антонещ Ю.П., Науменко О.А. Силові кабелі низької та середньої напруги. Конструювання, технологія, якість. Х.: Регіон-інформ, 2000. – 376 с.
2. ДСТУ ІЕС 60811-1-1:2004 Матеріали ізоляції та оболонки електричних і оптичних кабелів. Загальні методи випробовування. Частина 1-1. Загальна призначеність. Вимірювання товщини та зовнішніх розмірів. Випробовування для визначення механічних властивостей (ІЕС 60811-1-1:2001, ІДТ).
3. ГОСТ 6433.1-71 Методы электрических испытаний. Условия окружающей среды при нормализации, кондиционировании и испытании.
4. Теплофизические и реологические характеристики полимеров Справочник под редакцией академика Ю.С. Липатова. – К.: Наук. думка. – 1977. – 244 с.
5. ДСТУ ІЕС 60502-1:2009 Кабелі силові з екструдованою ізоляцією і арматура до них на номінальну напругу від 1 кВ ($U_m = 1,2$ кВ) до 30 кВ ($U_m = 36$ кВ) Част. 1. Кабелі на номінальну напругу 1 кВ ($U_m = 1,2$ кВ) і 3 кВ ($U_m = 3,6$ кВ) (ІЕС 60502-1:2004, ІДТ).

Bibliography (transliterated): 1. Karpushenko V.P., Schebenyuk L.A., Antonec' Yu.P., Naumenko O.A. Silovi kabeli niz'koї ta seredn'oi napруги. Konstruyuvannya, tehnologiya, yakist'. H.: Region-inform, 2000. - 376 s. 2. DSTU IEC 60811-1-1:2004 Materiali izolyacii ta obolonok elektrichnih i optichnih kabeliv. Zagal'ni metodi viprobuvuvannya.

Chastina 1-1. Zagal'na priznachenist'. Vimiryuvannya tovschini ta zovnishnih rozmiriv. Viprobuvuvannya dlya viznachennya mehanichnih vlastivostej (IES 60811-1-1:2001, IDT). 3. GOST 6433.1-71 Metody `elektricheskikh ispytanij. Usloviya okruzhayuschej sredy pri normalizacii, kondicionirovanii i ispytanii. 4. Teplofizicheskie i reologicheskie harakteristiki polimerov Spravochnik pod redakciej akademika Yu.S. Lipatova. - K.: Nauk. dumka. - 1977. - 244 s. 5. DSTU IEC 60502-1:2009 Kabeli silovi z ekstrudovanoju izolyacieju i armatura do nih na nominal'nu napругu vid 1 kV ($U_m = 1,2$ kV) do 30 kV ($U_m = 36$ kV) Chast. 1. Kabeli na nominal'nu napругu 1 kV ($U_m = 1,2$ kV) i 3 kV ($U_m = 3,6$ kV) (IES 60502-1:2004, IDT).

Поступила 13.12.2011

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) 7076663

Чулеева Елена Владимировна, к.т.н.,
Чулеев Владимир Леонидович,
Шурупова Алина Альбертовна,
Кулешова Татьяна Анатольевна
ПАО "ЗАВОД "ЮЖКАБЕЛЬ", научно-технический центр
61099, Харьков, ул. Автогенная, 7
тел. (057) 7545312

Gurin A.G., Chuleyeva O.V., Chuleyev V.L., Shurupova A.A.,
Kuleshova T.A.

PVC compounds for insulation of PVC cable-conductor products. Thermophysical, reological and electrophysics properties.

The article presents results of theoretical and experimental research on polymeric compositions development on the basis of PVC of different producers for cable-conductor insulation to provide complex technical properties as for manufacturability and performance figures. The basic distinctions of thermophysical, reological and electrophysical characteristics are studied depending on the PVC used.

Key words – PVC, polymeric composition, temperature of phase transitions, destruction, reological properties, performance figures.

ПРИМЕНЕНИЕ НЕТРАДИЦИОННЫХ РЕГУЛЯТОРОВ СКОРОСТИ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СТРЕЛОЧНОГО ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ПЕРЕВОДА

Розглянуто методику створення астатичної системи регулювання швидкості для двомасового асинхронного електроприводу залізничного стрілочного перевалу з векторним керуванням. Показана можливість покращення динаміки привода за допомогою синтезованого методом поліноміальних рівнянь регулятора швидкості другого порядку.

Рассмотрена методика создания астатической системы регулирования скорости для двухмассового асинхронного электропривода железнодорожного стрелочного перевода переменного тока с векторным управлением. Показана возможность улучшения динамики привода с помощью синтезированного методом полиномиальных уравнений регулятора скорости второго порядка.

Предлагается модернизация стрелочного перевода путем применения частотно-управляемого электропривода (ЭП) [6, 7]. В большинстве современных преобразователей частоты реализована система подчиненного регулирования (СПР) скорости или момента, построенная на базе модели асинхронного двигателя в системе координат d, q , ориентированной по потокосцеплению ротора [5]. Однако в ряде случаев возникает необходимость улучшения динамических показателей работы стрелочного перевода, как, например, колебательность упругого момента и время затухания переходного процесса.

В работе [4] показано, что при сохранении структуры СПР обеспечить желаемые динамические характеристики позволяет использование метода полиномиальных уравнений.

Целью исследования является улучшение динамических характеристик электропривода железнодорожного стрелочного перевода путем применения астатического регулятора скорости, синтезированного методом полиномиальных уравнений.

В основу исследования положена упрощенная одноканальная структура векторно-регулируемого ЭП с двухмассовой механической частью (рис. 1), правомерность перехода к которой от двухканальной обоснована в [4]. Там же обуславливается допущение о компенсации перекрестных связей в электроприводе.

Принято, что передаточная функция оптимизированного замкнутого контура тока представляется звеном первого порядка

$$W_{KT}(p) = \frac{1/K_T}{(2T_\mu p + 1)} \tag{1}$$

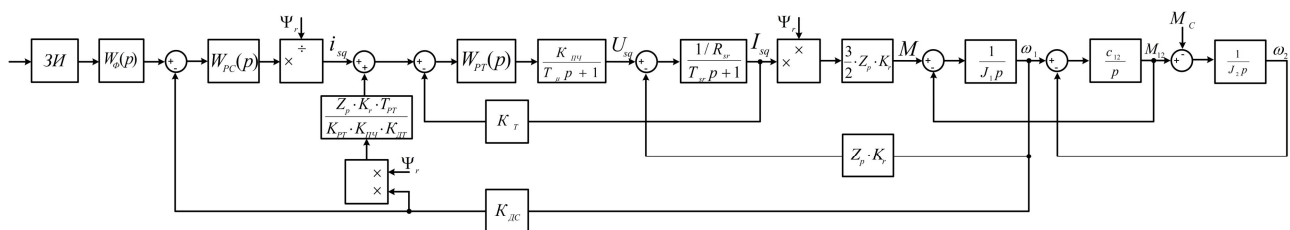


Рис. 1. Одноканальная структура векторного регулирования скорости асинхронного двигателя при постоянном потокосцеплении

Исходя из этого для передаточной функции объекта в контуре регулирования скорости первой массы ω_1 получено:

$$W_{об}(p) = \frac{K_O \cdot \left(\frac{\gamma}{\Omega_{12}^2} p^2 + 1 \right)}{p \cdot (2T_\mu p + 1) \cdot \left(\frac{1}{\Omega_{12}^2} p^2 + 1 \right)} \tag{2}$$

где $K_O = 1,5 \cdot Z_p \cdot K_r \cdot \Psi_{r0} \cdot K_{ДС} / K_T J_\Sigma$ – коэффициент усиления объекта; K_T – коэффициент датчика тока; K_r – коэффициент связи ротора; $K_{ДС}$ – коэффициент датчика скорости; Ψ_{r0} – потокосцепление ротора; T_μ – малая постоянная времени контура тока; Z_p – количество пар полюсов; $J_\Sigma = J_1 + J_2$ – суммарный приведенный к валу двигателя момент инерции привода; $\gamma = (J_1 + J_2) / J_1$ – параметр, характеризующий соотношение масс; $\Omega_{12}^2 = c_{12} \gamma / J_2$ – резонансная частота упругих колебаний.

Для упрощения реализации и настройки выполним синтез астатического РС пониженного порядка. Избыточность применения регуляторов полного порядка обоснована в [2, 3]. Представим передаточную функцию объекта (2) виде

$$W_{об}(p) = \frac{P(p)}{Q(p)} = \frac{K_O P_{\kappa+}(p) P_{n+}(p) P_-(p)}{Q_{\kappa+}(p) Q_{n+}(p) Q_-(p) p^s} \tag{3}$$

где $P_{\kappa+}(p)$, $Q_{\kappa+}(p)$ – полиномы, имеющие в качестве своих нулей только левые нули и полюсы объекта, компенсируемые при помощи регулятора; $P_{n+}(p)$, $Q_{n+}(p)$ – полиномы, содержащие только левые нули и полюсы объекта, в компенсации которых нет необходимости; $P_-(p)$, $Q_-(p)$ – полиномы, содержащие правые и нейтральные нули и полюсы, за исключением расположенных в точке $p=0$, компенсация которых неприемлема из-за нарушения условия грубости; s – количество полюсов объекта в точке $p=0$.

Из сравнения (3) и (2) следует, что

$$\begin{aligned} P_{\kappa+}(p) &= 1; P_{n+}(p) = 1; \\ P_{-}(p) &= (\gamma/\Omega_{12}^2)p^2 + 1; Q_{\kappa+}(p) = 2T_{\mu}p + 1; \\ Q_{n+}(p) &= 1; Q_{-}(p) = (1/\Omega_{12}^2)p^2 + 1; s = 1. \end{aligned} \quad (4)$$

На основании метода полиномиальных уравнений передаточная функция РС синтезируется в виде

$$W_{pc}(p) = \frac{Q_{\kappa+}(p)M(p)}{K_0 P_{\kappa+}(p)N(p)p^{v-s}}, \quad (5)$$

где $v = 2$ принятый порядок астатизма замкнутой системы регулирования скорости; $M(p)$, $N(p)$ – неизвестные полиномы

$$\begin{aligned} M(p) &= m_i p^i + m_{i-1} p^{i-1} + \dots + m_0; \\ N(p) &= n_j p^j + n_{j-1} p^{j-1} + \dots + n_0, \end{aligned} \quad (6)$$

в которых i и j – полные степени.

Неизвестные полиномы РС $M(p)$ и $N(p)$ находятся в результате решения полиномиального уравнения синтеза [3]

$M(p)P_{-}(p)P_{n+}(p) + N(p)Q_{-}(p)Q_{n+}(p)p^v = G(p)$, (7) где $G(p)$ – характеристический полином замкнутой системы, задаваемый исходя из условия обеспечения желаемого характера переходных процессов, в частности, отвечающий одному из известных стандартных распределений [3] или их видоизменениям [2, 3].

Степени полиномов, обозначаемые в виде $||$, входящих в (3), на основании передаточной функции объекта (2) и ее принятых составляющих (4) определены как:

$$\begin{aligned} |P| &= 2; |P_{\kappa+}| = 0; |P_{n+}| = 0; |P_{-}| = 2; |Q| = 4; \\ |Q_{\kappa+}| &= 1; |Q_{n+}| = 0; |Q_{-}| = 2; s = 1. \end{aligned}$$

Тогда для пониженных на единицу степеней полиномов $M(p)$, $N(p)$ и $G(p)$ при синтезе астатической системы будем иметь:

$$\begin{aligned} i-1 &= [|Q_{-}| + |Q_{n+}| + v - 1] - 1 = [2 + 0 + 2 - 1] - 1 = 3 - 1 = 2; \\ j-1 &= [|Q| - |P_{\kappa+}| - 1] - 1 = [4 - 0 - 1] - 1 = 3 - 1 = 2; \\ n-1 &= [i + j + 1] - 1 = [3 + 3 + 1] - 1 = 6. \end{aligned}$$

Вследствие принятой процедуры уменьшения порядка полиномов, исключен свободный выбор эквивалентной малой постоянной времени T_0 замкнутой системы или, что тоже самое, среднегеометрического корня $\omega_0 = 1/T_0$ характеристического полинома $n-1$ -ой степени $G(p)$. Корень ω_0 оказывается зависимым от параметров исследуемого объекта.

Уравнение полиномиального синтеза (7) имеет развернутый вид:

$$\begin{aligned} (m_2 p^2 + m_1 p + m_0) \cdot \left(\frac{\gamma}{\Omega_{12}^2} p^2 + 1 \right) + \\ + (n_2 p^2 + n_1 p + n_0) \cdot \left(\frac{1}{\Omega_{12}^2} p^2 + 1 \right) \cdot p^2 = \\ = \alpha_6 T_0^6 p^6 + \alpha_5 T_0^5 p^5 + \alpha_4 T_0^4 p^4 + \\ + \alpha_3 T_0^3 p^3 + \alpha_2 T_0^2 p^2 + \alpha_1 T_0 p + \alpha_0, \end{aligned} \quad (8)$$

где $\alpha_0 \dots \alpha_6$ – коэффициенты, соответствующие выбранному стандартному распределению.

Представим левую часть уравнения (8) в виде слагаемых по мере убывания степени p :

$$\begin{aligned} \frac{n_2}{\Omega_{12}^2} p^6 + \frac{n_1}{\Omega_{12}^2} p^5 + \left(\frac{m_2 \cdot \gamma}{\Omega_{12}^2} + \frac{n_0}{\Omega_{12}^2} + n_2 \right) \cdot p^4 + \\ + \left(\frac{m_1 \cdot \gamma}{\Omega_{12}^2} + n_1 \right) \cdot p^3 + \left(\frac{m_0 \cdot \gamma}{\Omega_{12}^2} + m_2 + n_2 \right) p^2 + m_1 p + m_0 = \\ = \alpha_6 T_0^6 p^6 + \alpha_5 T_0^5 p^5 + \alpha_4 T_0^4 p^4 + \\ + \alpha_3 T_0^3 p^3 + \alpha_2 T_0^2 p^2 + \alpha_1 T_0 p + \alpha_0. \end{aligned} \quad (9)$$

Неизвестные коэффициенты m_{i-1} , n_{j-1} полиномов $M(p)$, $N(p)$ находятся путем сравнения сомножителей при одинаковых степенях p левой и правой частей уравнения (9):

$$\begin{aligned} n_2 &= \Omega_{12}^2 / \omega_0^6; \quad n_1 = \alpha_5 \cdot \Omega_{12}^2 / \omega_0^5; \\ m_2 &= 1/(\gamma - 1) \times \\ &\times \left[\left(\alpha_4 / \omega_0^4 - \Omega_{12}^2 / \omega_0^6 \right) \cdot \Omega_{12}^2 - \left(\alpha_2 / \omega_0^2 - \alpha_0 \cdot \gamma / \Omega_{12}^2 \right) \right] \end{aligned} \quad (10)$$

$$m_1 = \alpha_1 / \omega_0; \quad m_0 = \alpha_0; \quad n_0 = \alpha_2 / \omega_0^2 - \alpha_0 \cdot \gamma / \Omega_{12}^2 - m_2$$

Из равенства сомножителей при p^3 в уравнении (9)

$$\frac{m_1 \cdot \gamma}{\Omega_{12}^2} + n_1 = \frac{\alpha_3}{\omega_0^3}, \quad (11)$$

найлены значения ω_0

$$\omega_{01,2,3,4} = \sqrt{\frac{\alpha_3 \cdot \Omega_{12}^2}{2 \cdot \alpha_1 \cdot \gamma} \pm \sqrt{\left(\frac{\alpha_3 \cdot \Omega_{12}^2}{2 \cdot \alpha_1 \cdot \gamma} \right)^2 - \frac{\alpha_5 \cdot \Omega_{12}^4}{\alpha_1 \cdot \gamma}}}. \quad (12)$$

Из формулы (11) следует ограничение, накладываемое параметрами механической части объекта на тип стандартного распределения, выбираемого в качестве правой части уравнения полиномиального синтеза (7):

$$\left(\frac{\alpha_3 \cdot \Omega_{12}^2}{2 \cdot \alpha_1 \cdot \gamma} \right)^2 - \frac{\alpha_5 \cdot \Omega_{12}^4}{\alpha_1 \cdot \gamma} > 0 \Rightarrow \gamma \leq \frac{\alpha_3^2}{4 \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_5}. \quad (13)$$

Выбранное стандартное распределение определяет максимальную величину коэффициента соотношения масс γ и не зависит от c_{12} и J_2 . Поскольку для стрелочного перевода данного типа $\gamma = 2.59$, то, исходя из условия (13), выбрано видоизмененное нормированное распределение по Баттерворту из [2], для которого: $\alpha_6 = 1$; $\alpha_5 = 7$; $\alpha_4 = 20.8$; $\alpha_3 = 12.5$; $\alpha_2 = 5$; $\alpha_1 = 6$; $\alpha_0 = 1$ и (13) выполняется как $2.59 \leq 2.77$.

Рассчитанные по зависимостям (10) коэффициенты полиномов $M(p)$, $N(p)$ пониженной степени позволяют получить передаточную функцию синтезируемого регулятора скорости пониженного порядка согласно (5):

$$W_{PC}(p) = \frac{K_{rs} (2 \cdot T_{\mu} p + 1) (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1)}{(T_3^2 p^2 + T_4 p + 1)p}, \quad (14)$$

где $K_{PC} = m_0/n_0 K_0$; $T_1^2 = m_2/m_0$; $T_2 = m_1/m_0$; $T_3^2 = n_2/n_0$; $T_4 = n_1/n_0$.

Для моделирования получены следующие значения параметров, входящих в состав двухканальной модели системы управления стрелочного перевода (рис. 2): $K_r = 0.9485$; $K_{DC} = 0.033$; $K_T = 1.42$; $K_{II} = 30.15$; $K_{III} = 19$; $R_{sr} = 7.33$ Ом; $T_{sr} = 0.0026$ с; $T_r = 0.1093$ с; $\Psi_{R0} = 0.3316$ Вб; L_s

$= 0.1934$ Гн; $L_\mu = 0.1835$ Гн; $\sigma = 0.1004$; $U_{3C} = U_{3П} = 10$ В; $J_1 = 0.0004$ кгм²; $J_2 = 0.00063$ кгм²; $c_{12} = 281.03$ Нм; $T_\mu = 0.0002$ с; $Z_p = 1$; $\gamma = 2.59$; $\Omega_{12} = 1068.9$ с⁻¹.

В приведенной структурной схеме рис. 2 передаточные функции ПИ регуляторов тока и потока имеют численные значения:

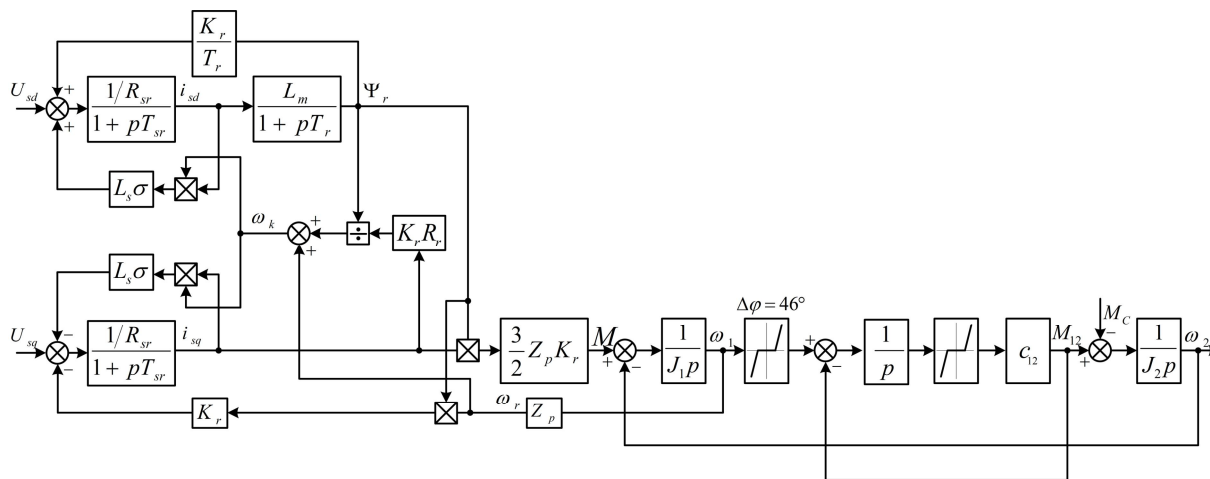
$$W_{PT1}(p) = W_{PT2}(p) = \frac{1.78(0.0026p+1)}{0.0026p};$$

$$W_{PI}(p) = \frac{12.82(0.1093p+1)}{0.1093p}.$$

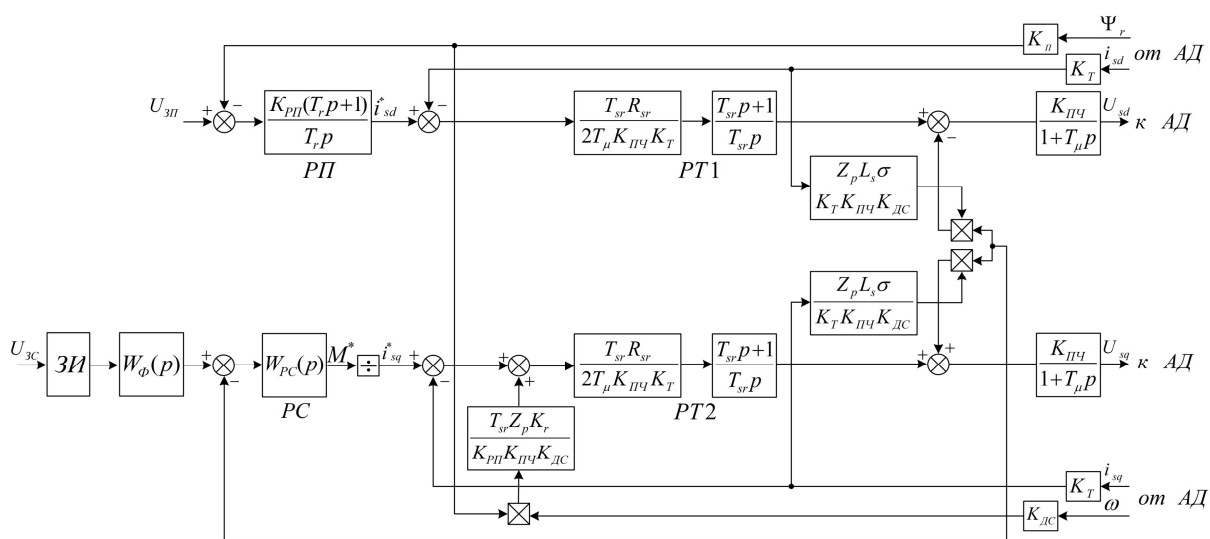
При этом передаточные функции синтезированных по традиционной методике СПР ПИ-РС и фильтра Ф, имеют вид:

$$W_{PC}(p) = \frac{J \cdot K_T \cdot (8T_\mu p + 1)}{48 \cdot \Psi_{r0} \cdot T_\mu^2 \cdot Z_p \cdot K_{ДС} \cdot K_r \cdot p} = \frac{0.000571 \cdot (0.0016p + 1)}{2.023 \cdot 10^{-8} p}; \quad (15)$$

$$W_\Phi(p) = \frac{1}{8T_\mu p + 1} = \frac{1}{(0.0016p + 1)}.$$



а



б

Рис. 2. Структурная схема АД с КЗ ротором во вращающейся системе координат, ориентированной по потоку сцепления ротора (а) и система его векторного управления (б)

При $\gamma=2.59$ согласно (12) получим $\omega_0=895.3$ с⁻¹. По зависимостям (10) рассчитаны величины коэффициентов полиномов $M(p)$, $N(p)$: $n_2 = 2.21 \cdot 10^{-12}$ с²; $n_1 = 1.39 \cdot 10^{-8}$ с; $n_0 = 9.0 \cdot 10^{-8}$; $m_2 = 1.32 \cdot 10^{-5}$ с²; $m_1 = 0.0056$ с; $m_0 = 1$. Они определяют необходимое значение передаточной функции астатического РС:

$$W_{PC}(p) = \frac{1.04 \cdot 10^6 (4 \cdot 10^{-4} p + 1) (4.77 \cdot 10^{-5} p^2 + 0.0056 p + 1)}{(2.46 \cdot 10^{-5} p^2 + 0.1544 p + 1) p}.$$

Сравнение работы двухмассовой системы с синтезированным регулятором и традиционным ПИ-регулятором показаны на рис. 3, 4. Здесь время разгона составляет $t_p = J_\Sigma \cdot \omega_n / M_n = 0.12$ с, сила сопротивления движению рельсов $F_c = 2000$ Н, что соответствует номинальному моменту двигателя $M_n = 2,38$ Нм.

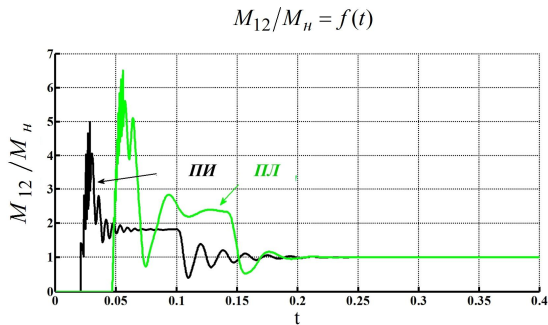
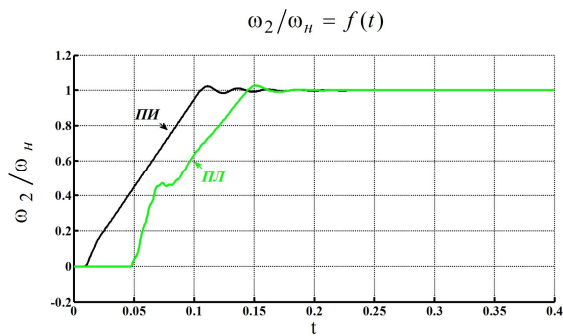


Рис. 3. Сравнение процессов в приводе с системой управления с ПИ-регулятором (ПИ) и регулятором, синтезированным полиномиальным методом (ПЛ)

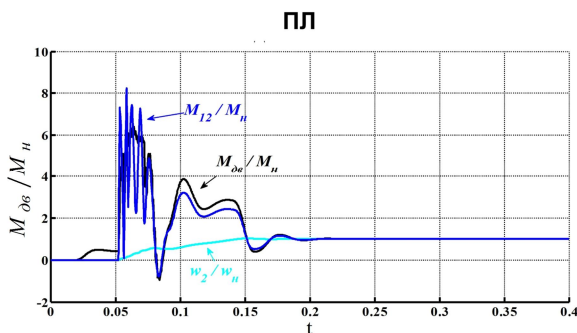
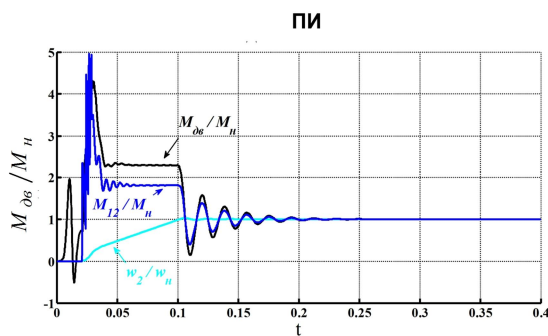


Рис. 4. Сравнение процессов в приводе с системой управления с ПИ-регулятором (ПИ) и регулятором, полученным полиномиальным методом (ПЛ) при величине зазоров в тягах 4 мм

Из рис. 3, 4 видно, что рассчитанный регулятор способствует снижению колебательности упругого момента при переходном процессе, что крайне важно для узла соединения стрелочных тяг. Видна уменьшенная колебательность скорости, а также достигнутый заданный астатизм второго порядка.

При разработке регулятора для трехмассовой системы при $M_c = \text{const}$, намного усложняется расчет

коэффициентов полиномов в виду усложнения передаточной функции объекта (2) [1, 2]. Также, несмотря на понижение степени, в трехмассовой системе регулятор, полученный полиномиальным методом, может быть третьего или даже четвертого порядка. Это затрудняет его реализацию при производстве системы управления частотного преобразователя. Поэтому было решено вначале испытать работу синтезированного астатического регулятора второго порядка в модели для трехмассовой системы, несмотря на то, что разрабатывался он для двухмассового представления механической части стрелочного перевода. Результаты испытаний приведены на рис. 5.

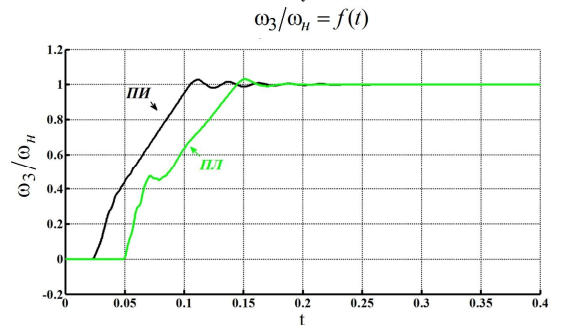
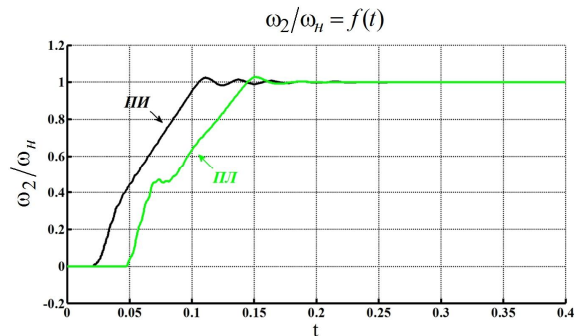
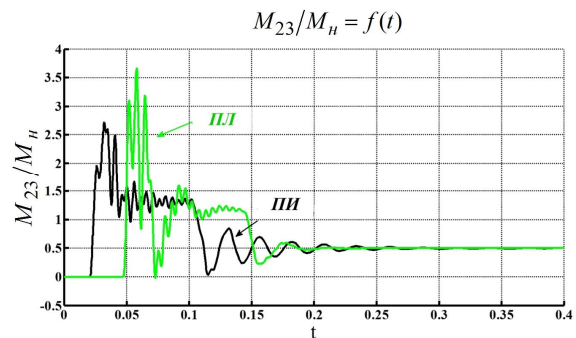
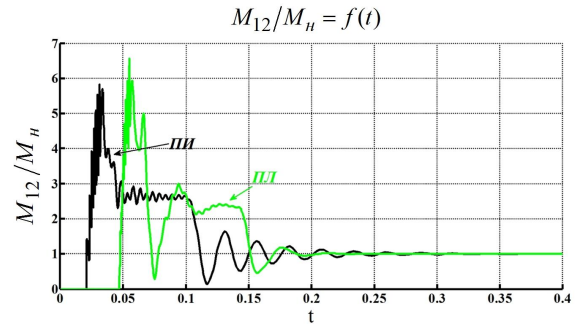


Рис. 5. Осциллограммы упругого момента и угловой скорости второй и третьей массы при применении регулятора, рассчитанного полиномиальным методом для двухмассовой системы в трехмассовой

Анализ временных диаграмм (рис. 5) показывает, что по времени переходного процесса и интенсивности затухания колебаний рассчитанный для двухмассовой системы регулятор превосходит традиционный ПИ-регулятор, настроенный на модульный оптимум. При этом наблюдается незначительное увеличение амплитуды упругого момента M_{12} при выборке технологического зазора, и существенное для M_{23} . Однако это компенсируется путем увеличения времени разгона, или применением тахограммы параболического вида. Эти методы разработаны и предложены в ранее опубликованных работах [6].

ВЫВОДЫ

1. Обосновано использование полиномиального метода для синтеза передаточной функции астатического регулятора скорости двухмассовой системы частотно-регулируемого асинхронного электропривода стрелочного железнодорожного перевода, способствующий улучшению динамики его работы.

2. Показана возможность применения синтезированного для двухмассовой электромеханической системы регулятора и для случая представления механической части стрелочного перевода в виде трехмассовой системы.

3. Анализ развиваемых в начале пуска двигателя моментов при векторном управлении обосновывает рекомендацию об исключении из кинематики стрелочного перевода технологического зазора в 46° , используемого для облегчения пуска двигателя, но вызывающего в механизме удары при переводе стрелок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ключев В.И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 2001. – 704 с.
2. Акимов Л.В., Колотило В.И., Марков В.С. Динамика двухмассовых систем с нетрадиционными регуляторами скорости и наблюдателями состояния. – Харьков: ХГПУ, 2000. – 93 с.
3. Акимов Л.В., Долбня В.Т., Клепиков В.Б., Пирожок А.В. Синтез упрощенных структур двухмассовых электроприводов с нелинейной нагрузкой. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2002. – 159 с.
4. Акимов Л.В., Литвиненко Д.Г., Вакуленко А.А. Улучшение динамики астатической системы векторного управления двухмассового асинхронного электропривода с постоянной нагрузкой // Сб. XVIII междунар. научн.-техн. конф. "Проблемы автоматизированного электропривода" // К: "Техника", 2011. – С. 92-97.
5. Sinamics Function Manual, (FH1), 01/2011, 6SL3097-4AB00-0BP1.
6. Буряковский С.Г., Обруч И.В., Смирнов В. В. Разработка скалярного и нейросетевого управления стрелочным переводом // Сб. XVII междунар. научн.-техн. конф. "Проблемы автоматизированного электропривода" // Харьков: НТУ ХПИ, 2010. – С. 574-576.

7. Буряковский С.Г., Смирнов В. В., Мойсеенко В.И., Семчук Р.В., Демченко Ф.О. Застосування керування частотною електропривода в стрілочному переводі // Збірник XVII міжнар. наук.-техн. конф. "Інформаційно-керуючі системи на залізничному транспорті" // Харків: УкрДАЗТ, 2009. – №4. – С. 105-108.

Bibliography (transliterated): 1. Klyuchev V.I. Teoriya `elektroprivoda. - M.: `Energoatomizdat, 2001. - 704 s. 2. Akimov L.V., Kolotilo V.I., Markov V.S. Dinamika dvuhmassovoyh sistem s netraditsionnymi regulyatorami skorosti i nablyudatelyami sostoyaniya. - Har'kov: HGPU, 2000. - 93 s. 3. Akimov L.V., Dolbnya V.T., Klepikov V.B., Pirozhok A.V. Sintez uproschennyh struktur dvuhmassovoyh `elektroprivodov s nelinejnoy nagruzkoy. - Har'kov: NTU "HPI", 2002. - 159 s. 4. Akimov L.V., Litvinenko D.G., Vakulenko A.A. Uluchshenie dinamiki astaticheskoy sistemy vektornogo upravleniya dvuhmassovogo asinhronnogo `elektroprivoda s postoyannoy nagruzkoy // Sb. XVIII mezhdunar. nauchn.-tehn. konf. "Problemy avtomatizirovannogo `elektroprivoda" // K: "Tehnika", 2011. - S. 92-97. 5. Sinamics Function Manual, (FH1), 01/2011, 6SL3097-4AB00-0BP1. 6. Buryakovskij S.G., Obruch I.V., Smirnov V. V. Razrabotka skalyarnogo i nejrosетеvogo upravleniya strelochnym perevodom // Sb. XVII mezhdunar. nauchn.-tehn. konf. "Problemy avtomatizirovannogo `elektroprivoda" // Har'kov: NTU HPI, 2010. - S. 574-576. 7. Buryakovskij S.G., Smirnov V. V., Moiseenko V.I., Semchuk R.V., Demchenko F.O. Zastosuvannya kerovanogo chastotnogo elektroprivoda v strilochnomu perevodi // Zbirnik XVII mizhnar. nauk.-tehn. konf. "Informacijno-keruyuchi sistemi na zaliznichnomu transporti" // Harkiv: UkrDAZT, 2009. - №4. - S. 105-108.

Поступила 05.11.2011

Акимов Леонид Владимирович, д.т.н., проф.
Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт"
кафедра "АЭМС"
61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21
тел. 7050356

Буряковский Сергей Геннадиевич, к.т.н., доц.
Украинская государственная академия
железнодорожного транспорта
кафедра "СЭТ"
61001, Харьков, пл. Фейербаха, 7
тел. 0503012069

Смирнов Василий Васильевич
ЧАО "Элакс"
61070, Харьков, ул. Ак. Проскуры, 1, корпус 12
тел. 0638642443

Akimov L.V., Buryakovskiy S.G., Smirnov V.V.

Unconventional speed control application to railway switch dynamic characteristics improvement.

The paper shows a method of designing an astatic speed control system for a two-mass asynchronous vector-control AC railway switch drive. A possibility of improving the drive dynamics with a second-order speed regulator synthesized by means of a polynomial equations method is shown.

Key words – railway switch, vector control AC drive, method of polynomial equations, astatic regulator, two-mass structural scheme, drive dynamics.