

«ЕЛЕКТРОТЕХНІКА І ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА»

НАУКОВО-ПРАКТИЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видання засновано Національним технічним університетом «Харківський політехнічний інститут» (НТУ «ХПІ») та Державною установою «Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України» (ДУ «ІТПМ НАНУ»)

Журнал засновано у 2002 р.

Свідоцтво про державну реєстрацію друкованого засобу масової інформації
Серія КВ № 21021-10821ПР від 07.10.2014 р.



«ELECTRICAL ENGINEERING & ELECTROMECHANICS»

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

- Klymenko B.V.** Editor-in-Chief, Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute" (NTU "KhPI"), Ukraine
Sokol Ye.I. Deputy Editor, Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, rector of NTU "KhPI", Ukraine
Rozov V.Yu. Deputy Editor, Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, Director of State Institution "Institute of Technical Problems of Magnetism of the NAS of Ukraine"(SI "ITPM NASU"), Kharkiv, Ukraine
- Batygin Yu.V.** Professor, Kharkiv National Automobile and Highway University, Ukraine
Bíró O. Professor, Institute for Fundamentals and Theory in Electrical Engineering, Graz, Austria
Bolyukh V.F. Professor, NTU "KhPI", Ukraine
Doležel I. Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
Féliachi M. Professor, University of Nantes, France
Gurevich V.I. Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
Kildishev A.V. Associate Research Professor, Purdue University, USA
Kuznetsov B.I. Professor, SI "ITPM NASU", Kharkiv, Ukraine
Kyrylenko O.V. Professor, Member of NAS of Ukraine, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Podoltsev A.D. Professor, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine, Kyiv, Ukraine
Rainin V.E. Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Rezynkina M.M. Professor, SI "ITPM NASU", Kharkiv, Ukraine
Rožanov Yu.K. Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Shkolnik A.A. Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
Yuferov V.B. Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
Vinitzki Yu.D. Professor, GE EEM, Moscow, Russia
Zagirnyak M.V. Professor, Corresponding member of NAES of Ukraine, rector of Kremenchuk M.Ostrohradskiy National University, Ukraine
Zgraja J. Professor, Institute of Applied Computer Science, Lodz University of Technology, Poland

НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ*

- Клименко Б.В.** головний редактор, професор, НТУ "ХПІ"
Сокол Є.І. заступник головного редактора, член-кор. НАНУ, ректор НТУ "ХПІ"
Розов В.Ю. заступник головного редактора, член-кор. НАНУ, директор ДУ "ІТПМ НАНУ"
Гречко О.М. відповідальний секретар, к.т.н., НТУ "ХПІ"
Баранов М.І. д.т.н., НДПКІ "Молнія" НТУ "ХПІ"
Боев В.М. професор, НТУ "ХПІ"
Веприк Ю.М. професор, НТУ "ХПІ"
Гриб О.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Гурин А.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Данько В.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Жемеров Г.Г. професор, НТУ "ХПІ"
Клепиков В.Б. професор, НТУ "ХПІ"
Кравченко В.І. професор, директор НДПКІ "Молнія" НТУ "ХПІ"
Мілих В.І. професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М. професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І. професор, НТУ "ХПІ"
Пуйло Г.В. професор, ОНТУ, Одеса
Резинкін О.Л. професор, НТУ "ХПІ"
Сосков А.Г. професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова,
Ткачук В.І. професор, НУ "Львівська Політехніка"
Шинкаренко В.Ф. професор, Національний технічний університет України "Київський політехнічний інститут"

* Члени національної редакційної колегії працюють у провідних українських наукових, освітніх та дослідницьких установах

NATIONAL EDITORIAL BOARD*

- Klymenko B.V.** Editor-in-Chief, professor, NTU "KhPI"
Sokol Ye.I. Deputy Editor, corresponding member of NAS of Ukraine, rector of NTU "KhPI"
Rozov V.Yu. Deputy Editor, corresponding member of NAS of Ukraine, Director of SI "ITPM NASU"
Grechko O.M. Executive Managing Editor, Ph.D., NTU "KhPI"
Baranov M.I. Dr.Sc. (Eng.), NTU "KhPI"
Boev V.M. Professor, NTU "KhPI"
Vepryk Yu.M. Professor, NTU "KhPI"
Gryb O.G. Professor, NTU "KhPI"
Guryn A.G. Professor, NTU "KhPI"
Dan'ko V.G. Professor, NTU "KhPI"
Zhemerov G.G. Professor, NTU "KhPI"
Klepikov V.B. Professor, NTU "KhPI"
Kravchenko V.I. Professor, NTU "KhPI"
Milykh V.I. Professor, NTU "KhPI"
Mikhaylov V.M. Professor, NTU "KhPI"
Omel'yanenko V.I. Professor, NTU "KhPI"
Puilo G.V. Professor, Odessa National Polytechnic University
Rezynkin O.L. Professor, NTU "KhPI"
Soskov A.G. Professor, O.M. Beketov National University
Tkachuk V.I. Professor, Lviv Polytechnic National University
Shynkarenko V.F. Professor, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute"

* Members of National Editorial Board work in leading Ukrainian scientific, educational and research institutions

Адреса редакції / Editorial office address:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПІ", вул. Кирпичова, 2, м. Харків, 61002, Україна

Dept. of Electrical Apparatus, NTU "KhPI", Kyrpuchova Str., 2, Kharkiv, 61002, Ukraine

тел. / phone: +38 057 7076281, +38 067 3594696, e-mail: a.m.grechko@gmail.com (Гречко Олександр Михайлович / Grechko O.M.)

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2017
© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2017

Підписано до друку 30.06.2017 р. Формат 60 x 90 ¼. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-03-2017. Ціна договірна.

Надруковано ТОВ "Друкарня "Мадрид", Україна, 61024, м. Харків, вул. Максиміліанівська, 11



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 38: Лауреаты Нобелевской премии по физике за 2005-2010 гг. 3

Електричні машини та апарати

Chenchevoi V., Romashykhin Iu., Romashykhina Zh., Al-Mashakbeh Atef S. Analysis of the special features of the thermal process in an induction generator at high saturation of the magnetic system 16

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Василів К.М. Математична модель режимів роботи системи асинхронних двигунів димотягів теплових електричних станцій..... 19

Теоретична електротехніка та електрофізика

Ткаченко А.О. Определение погрешности аналитического расчета магнитного поля высоковольтных кабельных линий при двухстороннем замыкании экранов кабелей, вызванной неравномерностью плотности тока в экранах..... 27

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Баранов М.И., Рудаков С.В. Приближенный расчет энерговыделения и электрической эрозии электродов в высоковольтном сильноточном воздушном коммутаторе атмосферного давления..... 32

Коробко А.А. Многочастотные алгоритмы определения влагосодержания жидких эмульсий методом резонансной диэлькометрии..... 40

Чернухин А.Ю. Влияние параметров коронного разряда на эффективность элементов систем молниезащиты..... 47

Електричні станції, мережі і системи

Зайцев Р.В. Моделирование усовершенствованного теплообменного блока с микрочаналами для комбинированой фотоэнергетической установки 57

Коліушко Д.Г., Руденко С.С. Програма для інтерпретації результатів вертикального електричного зондування «VEZ-4A» 63

Сокол Е.И., Сиротин Ю.А., Иерусалимова Т.С., Гриб О.Г., Швец С.В., Гапон Д.А. Сетецентрические технологии управления режимами работы трехфазной сети 67

Інформація

Про запровадження у журналі стандарту щодо лігатурних позначок 72

Ювілеї

Петрушин Виктор Сергеевич (к 70-летию со дня рождения) 73

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 38: Nobel Prize Laureates in Physics for 2005-2010..... 3

Electrical Machines and Apparatus

Chenchevoi V., Romashykhin Iu., Romashykhina Zh., Al-Mashakbeh Atef S. Analysis of the special features of the thermal process in an induction generator at high saturation of the magnetic system 16

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Vasylyv K.M. A mathematical model of thermal power plants smoke exhausters induction motors system operation modes..... 19

Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics

Tkachenko O.O. Determination of analytical calculation error of magnetic field of high-voltage cable lines with two-point bonded cable shields caused by non-uniform current distribution in the shields 27

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Baranov M.I., Rudakov S.V. An approximate calculation of energy dissipation and electric erosion of electrodes in the high-voltage high-current air switch of atmospheric pressure 32

Korobko A.A. Multifrequency algorithms for determining the moisture content of liquid emulsions by the method of resonance dielcometry 40

Chernukhin A.Yu. Influence of coronary discharge parameters on the efficiency of lightning protection system elements 47

Power Stations, Grids and Systems

Zaitsev R.V. Modeling of an advanced heat exchange unit with microchannels for a combined photoenergy system 57

Koliushko D.G., Rudenko S.S. A computer program for interpretation of the data of vertical electrical sounding VEZ-4A.... 63

Sokol Y.I., Sirotin Yu.A., Ierusalimova T.S., Gryb O.G., Shvets S.V., Gapon D.A. Network-centric technologies for control of three-phase network operation modes 67

Information

On introduction of the letter designation Standard in the Journal 72

Anniversaries

Petrushin V.S. (on the 70th anniversary of his birth) 73

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2017 рік – 289,26 грн., на два місяці – 48,21 грн., на чотири місяці – 96,42 грн., на шість місяців – 144,63 грн., на вісім місяців – 192,84 грн., на десять місяців – 241,05 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 Наказом МОН України № 1328 від 21 грудня 2015 р. 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.

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», зареєстрованому у Міжнародній системі реєстрації періодичних видань під стандартизованим кодом ISSN 2074-272X, надсилається до Національної бібліотеки України ім. В.І. Вернадського і, починаючи з 2005 р., представлена на сайті бібліотеки (<http://nbuv.gov.ua/>) в розділі «Наукова періодика України», а також на офіційному сайті журналу (<http://eie.khpi.edu.ua/>).

Починаючи з №1 за 2016 р. усі статті на сайті доступні на двох мовах – обов'язково англійською, а також російською або українською. Також кожній статті в журналі присвоюється унікальний цифровий ідентифікатор DOI (Digital Object Identifier) від організації Crossref (<http://crossref.org/>).

Журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включений у довідник періодичних видань Ulrich's Periodical Directory, представлений у загальнодержавній реферативній базі даних «Україніка Наукова», реферативному журналі «Джерело», індексується у міжнародних наукометричних базах даних Web of Science Core Collection: Emerging Sources Citation Index (ESCI), Index Copernicus, Російський Індекс Научного Цитування – РИНЦ (ELIBRARY), Google Scholar, та входить до баз даних EBSCO, GALE General Science Collection та Academic OneFile, DOAJ та ін.



Звертаємо увагу авторів на необхідність оформлення рукописів статей відповідно до Вимог, які наведені на офіційному сайті журналу (<http://eie.khpi.edu.ua/>), розміщеному на платформі «Наукова періодика України» (<http://journals.uran.ua/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

**АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 38:
ЛАУРЕАТЫ НОБЕЛЕВСКОЙ ПРЕМИИ ПО ФИЗИКЕ ЗА 2005–2010 ГГ.**

Наведено короткий аналітичний огляд основних наукових досягнень вчених світу, які відмічені Нобелівською премією по фізиці за період 2005-2010 рр. До числа таких досягнень увійшли створення квантової теорії оптичної когерентності, розвиток лазерної точної спектроскопії, відкриття чорнотільної форми спектру і анізотропії космічного мікрохвильового фонових випромінювання, відкриття ефекту гігантського магнітоопору, відкриття механізму спонтанного порушення симетрії в субатомній фізиці, розробка нової технології передачі світла в оптичних волокнах, винахід напівпровідникової схеми для реєстрації зображень і результати новаторських експериментів по дослідженню двовимірного матеріалу графена. Бібл. 31, рис. 25.

Ключові слова: сучасна фізика, досягнення, квантова теорія оптичної когерентності, лазерна надточна спектроскопія, космічне мікрохвильове фонове випромінювання, ефект гігантського магнітоопору, спонтанне порушення симетрії в субатомній фізиці, передача світла в оптичних волокнах, напівпровідникова схема для реєстрації зображень, двовимірний матеріал графен.

Приведен краткий аналитический обзор выдающихся научных достижений ученых мира, отмеченных Нобелевской премией по физике за период 2005-2010 гг. В число таких достижений вошли создание квантовой теории оптической когерентности, развитие лазерной точной спектроскопии, открытие чёрнотельной формы спектра и анизотропии космического микроволнового фонового излучения, открытие эффекта гигантского магнетосопротивления, открытие механизма спонтанного нарушения симметрии в субатомной физике, разработка новой технологии передачи света в оптических волокнах, изобретение полупроводниковой схемы для регистрации изображений и результаты новаторских экспериментов по исследованию двумерного материала графена. Библ. 31, рис. 25.

Ключевые слова: современная физика, достижения, квантовая теория оптической когерентности, лазерная сверхточная спектроскопия, космическое микроволновое фоновое излучение, эффект гигантского магнетосопротивления, спонтанное нарушение симметрии в субатомной физике, передача света в оптических волокнах, полупроводниковая схема для регистрации изображений, двумерный материал графен.

Введение. Как известно, в 1900 г. выдающийся немецкий физик-теоретик Макс Планк (1858-1947 гг.) разработал квантовую теорию теплового излучения абсолютно чёрного тела (АЧТ), в соответствии с которой тепловой поток от АЧТ содержал отдельные дискретные порции («кванты») энергии [1, 2]. Именно за открытие дискретных квантов «действия» (энергии) М. Планку в 1918 г. была присуждена Нобелевская премия по физике [1]. В 1905 г. квантовая теория теплового излучения М. Планка была существенно дополнена и развита другим выдающимся немецким физиком-теоретиком Альбертом Эйнштейном (1879-1955 гг.), распространившим ее на световое излучение и введшим для солнечного света понятие потока «квантов электромагнитного излучения» или «фотонов» – своеобразных квазичастиц без массы покоя [1, 2]. Так в физику было введено понятие дуализма (двойственности) для света, являвшегося одновременно потоком квазичастиц (фотонов) и набором электромагнитных волн различной длины. Световое излучение, имеющее квантово-волновую природу, носит стохастический характер. В этой связи состояние светового поля определяется лишь статистически [3]. Световые кванты характеризуются разными длинами волн, движущихся не в фазе. Микроструктура светового поля определяется огромным числом параметров, точное описание которых дать невозможно. Поэтому ранее можно было исследовать лишь некоторые частные характеристики светового поля (например, его спектр и среднюю интенсивность [3]).

1. Квантовая оптика и сверхточная лазерная спектроскопия. Нобелевская премия по физике за

2005 г. была присуждена выдающимся ученым, работающим в области современной оптики и лазерной техники [3]: американскому физику-теоретику Рою Глауберу (рис. 1) – «за вклад в квантовую теорию оптической когерентности», американскому физику-экспериментатору Джону Холлу (рис. 2) и немецкому физику-экспериментатору Теодору Хеншу (рис. 3) – «за развитие прецизионной лазерной спектроскопии, в частности, за методы комбинационной лазерной спектроскопии в оптическом диапазоне». В 1963 г. Р. Глаубер обнародовал в печати разработанный им метод квантования электромагнитного поля для расчета структуры светового поля с когерентными волнами. Следует напомнить, что термин «когерентность» происходит от латинского слова «*cohaerentia*» – «сцепление» и физически обозначает «согласованное протекание во времени нескольких колебательных или волновых процессов, разность фаз которых постоянна» [4]. Волны светового излучения этим требованиям удовлетворяют. Вот поэтому оно считается когерентным. Именно когерентность волн светового излучения определяет явление их «интерференции» – «усиление волн в одних точках пространства и их ослабление в других в зависимости от разности фаз волн» [4]. Для описания сложной картины светового поля и определения пространственно-временного распределения его интенсивности им были введены так называемые «корреляционные функции», составляющие основу созданного Р. Глаубером нового раздела оптики – «квантовой оптики» [3]. Методы разработанной им квантовой оптики позволяют исследовать тонкие

© М.И. Баранов

детали межмолекулярных взаимодействий в различных физических телах по изменению показаний нескольких фотоприемников, регистрирующих поток световых фотонов и флуктуации светового поля (отклонения его интенсивности от некоторой средней величины) при рассеянии света в исследуемой среде.



Рис. 1. Выдающийся американский физик-теоретик Рой Глаубер (Roy J. Glauber, 1925 года рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2005 г.

В настоящее время такой физический прибор из области квантовой электроники как лазер [5] стал незаменимым инструментом при точных измерениях. Этому способствуют, как известно, высокая стабильность лазерного излучения и его монохроматичность.



Рис. 2. Выдающийся американский физик-экспериментатор Джон Холл (John L. Hall, 1934 года рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2005 г.

Любой обычный лазер работает в очень узкой частотной полосе электромагнитного излучения и характеризуется всегда определенной одной частотой. Дж. Холл и Т. Хенш в своих научных исследованиях показали, что для достижения сверхвысокой точности измерений нужен лазер, излучающий огромное число световых волн с когерентными частотами (модами) [3]. При их сложении образуется световой импульс, длительность которого тем меньше, чем больше частот участвует в его образовании. По их оценкам для получения, например, светового импульса длительно-

стью 5 фемтосекунд ($5 \cdot 10^{-15}$ с), нужно сложить миллион частот, перекрывающих большую часть диапазона видимого света [3]. Их частотный спектр образуют своего рода «гребенку» с «зубьями», соответствующими отдельным частотам. В результате такой суперпозиции электромагнитных волн между зеркалами лазерного резонатора [5] будут возникать короткие световые импульсы. Выходящий наружу лазера через полупрозрачное зеркало его резонатора свет будет образовывать при этом своего рода «линейку» с делениями в виде сверхкоротких световых импульсов [3]. Подобный режим работы одного из лазеров был получен Т. Хеншем еще в 1970-х годах. Однако, реальный научный прорыв в повышении точности измерений произошел в 1999 г., когда лазеры со сверхузкими импульсами потребовались для измерения оптических частот атомных часов, работающих на атомах цезия.



Рис. 3. Выдающийся немецкий физик-экспериментатор Теодор Хенш (Theodor W. Hänsch, 1941 года рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2005 г.

В случае, когда измеряемая частота излучения микрообъекта (например, атома) совпадает с одним из частотных «зубьев» для рассматриваемой «спектральной гребенки» от указанного лазера, то она определяется однозначно. Разработанный данными учеными-лауреатами физический подход в области нового применения лазерной спектроскопии позволяет с невиданной ранее точностью измерять частоты излучений, испускаемых атомами вещества [3]. Так «частотная гребенка», формируемая новым типом квантового генератора вынужденного излучения оптического диапазона (лазера), стала эффективным эталоном в сверхточных измерениях атомных излучений.

2. Открытие чёрнотельной формы спектра и анизотропии космического фонового микроволнового излучения. В 2006 г. одним из наиболее заметных научных событий в мировой физике стало присуждение Нобелевской премии двум американским радиофизикам Джорджу Ф. Смуту (рис. 4) и Джону К. Мазеру (рис. 5) «за открытие равновесной формы космического фонового микроволнового излучения и его анизотропии» [6]. В радиоастрономии это излучение называется еще как «космическое реликтовое излучение» [7]. Реликтовое (этот термин происходит от латинского слова «relictum» – «остаток» [4]) излу-

ние является микроволновым электромагнитным излучением, сохранившемся в космосе от ранних стадий развития Вселенной. Отметим, что «космическое реликтовое излучение» с длиной волны около 7 см и температурой примерно 3 К было открыто в 1965 г. американскими физиками-экспериментаторами Арном Пензиасом и Робертом Вильсоном (Нобелевская премия по физике за 1978 г. [1]). Тогда А. Пензиас и Р. Вильсон наблюдали это коротковолновое электромагнитное фоновое излучение, распространяющееся в космическом пространстве бескрайней Вселенной, как неустранимый для названных исследователей космоса «электромагнитный шум» в радиотелескопах, установленных на поверхности нашей планеты [1, 7].



Рис. 4. Выдающийся американский радиофизик Джордж Фицджеральд Смут (George Fitzgerald Smoot, 1945 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2006 г.

Их открытие подтверждало «горячую» модель Вселенной [1, 7]. Как известно, эру квантовой физики для землян открыл выдающийся немецкий физик-теоретик Макс Планк (1858-1947 гг.), сформулировавший в 1900 г. свой знаменитый квантовый закон равновесного теплового излучения для искусственно или естественно нагретого «абсолютно чёрного тела» (АЧТ) [2, 8]. Напомним читателю, что квантовая теория М. Планка, разработанная им для теплового излучения АЧТ, базирующаяся на принципиально новом в физике понятии «кванта действия» и явившаяся в научном мире, по сути, революционным событием, была удостоена Нобелевской премии по физике за 1918 г. [1]. В квантовой теории М. Планка АЧТ (вещество) и тепловое (электромагнитное) излучение от него находятся в равновесном состоянии [8]. В астрофизике считается, что на ранних стадиях развития Вселенной ее вещество и излучение от него находились также в равновесии [7]. Такое предположение позволяет определить возможный спектральный состав реликтового электромагнитного излучения, который по форме должен соответствовать спектру излучения от АЧТ. Данный спектр теплового излучения для АЧТ (идеализированной расчетной модели) физиками был досконально изучен давно. Поэтому согласно указанной гипотезе в фоновом (реликтовом) излучении Вселенной количество его электромагнитных квантов с той или иной длиной волны будет зависеть только от тем-

пературы вещества Вселенной на ранней стадии ее развития [7]. На более поздней стадии эволюции Вселенной, по мнению астрофизиков, ее электромагнитное излучение при сохранении своего частотного спектра «отрывается» от ее материи и адиабатически остывает, равномерно пронизывая всю Вселенную [7].



Рис. 5. Выдающийся американский радиофизик Джон Кромвелл Мазер (John Cromwell Mather, 1946 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2006 г.

Для большей ясности требуется указать то, что это космическое электромагнитное излучение сосредоточено в основном в микроволновом диапазоне (в частотном диапазоне, характерном для современных бытовых микроволновых печей) [7]. Первые измерения реликтового излучения Вселенной проводились радиофизиками на высокогорных радиофизических станциях. С помощью таких измерений была исследована длинноволновая часть спектра реликтового излучения. Результаты этих исследований позволили оценить температуру T_R данного фонового излучения, составившую около 2,7 К [7]. Проведение более точных и масштабных измерений реликтового излучения Вселенной потребовало использования сложной аппаратуры, размещенной за пределами атмосферы Земли. В 1989 г. американское аэрокосмическое агентство НАСА с этой целью создало и запустило в открытый космос спутник «СОБЕ» (COsmic Background Explorer), внешний вид которого приведен на рис. 6.

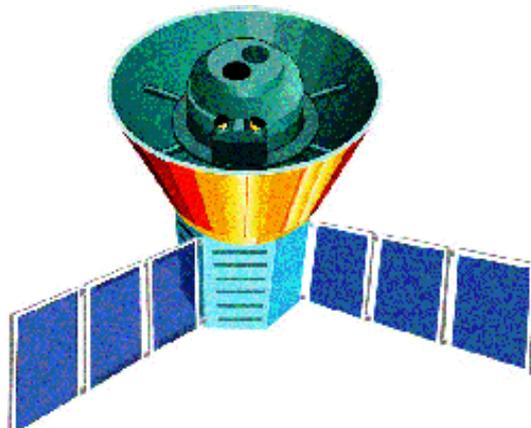


Рис. 6. Внешний вид американского спутника «СОБЕ», всесторонне исследовавшего в 1990 х годах реликтовое (фоновое) излучение нашей Вселенной [7]

На спутнике «СОВЕ» был установлен спектрометр микроволнового реликтового излучения с высокой разрешающей способностью, позволяющий оценивать и степень изотропности данного излучения [7]. Уже первые измерения с помощью аппаратуры спутника «СОВЕ» космического реликтового излучения показали, что оно полностью соответствует спектру равновесного излучения АЧТ («чёрнотельному» спектру электромагнитного излучения). В ходе многочисленных измерений на указанном спутнике было установлено, что температура T_R реликтового излучения Вселенной составляет $(2,725 \pm 0,002)$ К [7]. Кроме того, программа подобных радиофизических исследований с применением спутника «СОВЕ» содержала изучение анизотропии данного излучения – обнаружение малых отклонений интенсивности и соответственно температуры космического реликтового излучения в различных направлениях Вселенной. Отметим, что возможные отклонения этого излучения от средней температуры в разных частях Вселенной могут свидетельствовать о местах возникновения в ней галактик и звезд, а также указывать на области концентрации вещества во Вселенной. В этой части особенно интересны результаты подобных исследований применительно к «темной» материи или «чёрным дырам» Вселенной [9], способным существенно менять температуру фонового излучения. Как известно, такую материю нельзя непосредственно увидеть, но можно обнаружить по ее суперсильному влиянию на физические процессы, протекающие в космическом пространстве [7]. В астрофизике было установлено, что во Вселенной благодаря гравитации идет непрерывный процесс образования сгустков материи – прототипов будущих планет, звезд и галактик. В областях сгущения материи локально поднимается температура [7]. Спектрометр спутника «СОВЕ» позволял осуществлять измерение температурных флуктуаций ΔT_R фонового излучения на уровне $10^{-5} \cdot T_R$ в трех частотных диапазонах, отвечающих максимуму интенсивности реликтового излучения [7]. При этом его угловое разрешение составляло около 7 угловых градусов для космического пространства. Результаты измерений, продолжавшихся на спутнике «СОВЕ» в течение четырех лет, показали вклад галактики «Млечный путь», в состав которой входит и наша Солнечная система, в дипольную составляющую космического реликтового излучения на уровне $\Delta T_R/T_R = 10^{-3}$ [7]. Эксперименты на «СОВЕ» подтвердили гауссовский характер распределения при больших углах разрешения температурных флуктуаций ΔT_R в фоновом излучении Вселенной. Они позволили дать строгое обоснование космологической модели «Большого взрыва», произошедшего около 12 миллиардов лет тому назад во Вселенной.

3. Открытие эффекта гигантского магнетосопротивления. Около 150 лет тому назад экспериментально было установлено, что при размещении проводника с электрическим током во внешнем магнитном поле его активное сопротивление R_e слегка изменяется [10]. Такое явление назвали магниторезистивным эффектом – «магнетосопротивлением» R_{em} проводника [4, 8]. Природа установленной зависимости

для R_e от уровня напряженности H_m внешнего магнитного поля тогда была неизвестной. За более чем полуторовековую историю эволюции мировой электротехники этому явлению для цепей, выполненных из традиционных проводниковых материалов (меди, алюминия, железа и др.), серьезного внимания никто не уделял. Ведь изменения сопротивления R_e проводников для них в зависимости от уровня напряженности H_m магнитного поля не превышали единиц процентов [10]. Лишь после того, как в ведущих научных лабораториях мира материаловеды научились искусственно создавать специальные слоистые материалы с новыми физическими свойствами эту зависимость R_e от H_m стали изучать более пристально. Во второй половине 20-го века талантливые физики – француз Альбер Фер (рис. 7) и немец Петер Грюнберг (рис. 8) экспериментально зафиксировали появление «гигантского магнетосопротивления» R_{em} в новых слоистых материалах [10]. Открытие этими физиками явления «гигантского магнетосопротивления» и было отмечено Нобелевской премией по физике за 2007 г. [6, 10].



Рис. 7. Выдающийся французский физик Альбер Фер (Albert Fert, 1946 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2007 г.

«Корни» рассматриваемого нового физического явления глубоко «входят» в квантовую природу электрического тока в проводящем материале, согласно которой этот ток определяют дрейфующие свободные электроны, имеющие в нем энергию, близкую к их максимальной энергии – энергии Ферми W_F [10, 11].



Рис. 8. Выдающийся немецкий физик Петер Грюнберг (Peter Grünberg, 1939 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2007 г.

Электрический ток в металлическом проводнике сильнооточной цепи при комнатной температуре (около $T_0=293$ К [8]) окружающей его воздушной среды является суперпозицией быстрого (с усредненной тепловой скоростью v_{eT} порядка 10^5 м/с [11, 12]) беспорядочного движения в межатомном или межзонном пространстве свободных электронов (элементарных частиц-фермионов [8]) и медленного (с усредненной скоростью v_{eD} порядка 10^{-2} м/с [11, 12]) направленного смещения (дрейфа) «электронного газа» во внутренней кристаллической структуре проводника. Известно, что электроны как квантовые объекты обладают волновыми свойствами. Для электрона, движущегося со скоростью v_e , длина электронной волны λ_e определяется фундаментальным квантовомеханическим соотношением, введенным выдающимся французским физиком-теоретиком Луи де Бройлем (1892-1987 гг.), вида [8]: $\lambda_e=h/(m_e v_e)$, где $h=6,626 \cdot 10^{-34}$ Дж·с – постоянная Планка; $m_e=9,109 \cdot 10^{-31}$ кг – масса покоя электрона. Тогда, при $v_{eT}=10^5$ м/с получаем, что для хаотичного движения носителей элементарного электрического заряда «электронного газа» проводника, имеющего плотность n_e порядка 10^{29} м⁻³ [11], при указанной температуре ему будет соответствовать усредненная длина электронной волны $\lambda_{eT} \approx 7,3 \cdot 10^{-9}$ м. Согласно [8] рассматриваемый ферми-газ проводника считается «вырожденным», когда выполняется неравенство вида $n_e \lambda_e^3 \gg 1$. Подставив в это неравенство приведенные численные значения для $n_e=10^{29}$ м⁻³ и $\lambda_{eT} \approx 7,3 \cdot 10^{-9}$ м, убеждаемся в том, что беспорядочно перемещающиеся свободные электроны нашего проводника будут представлять собой чисто «вырожденный» ферми-газ. В случае дрейфа (направленного перемещения) «электронного газа» проводника ($n_e=10^{29}$ м⁻³) искомые для него параметры будут иметь следующие численные значения: $v_{eD}=10^{-2}$ м/с; $\lambda_{eD} \approx 7,3 \cdot 10^{-2}$ м. После подстановки значений этих параметров в приведенное выше неравенство приходим к выводу, что дрейфующее «электронное облако» проводника по сравнению с его беспорядочно перемещающимися свободными электронами еще в большей степени будет удовлетворять требованиям «вырожденности» ферми-газа. А раз так, то квантовые свойства дрейфующего «электронного облака» рассматриваемого проводника будут существенны и их необходимо будет обязательно учитывать при изучении электрофизических процессов в нем.

Активное сопротивление R_e проводника определяется рассеянием дрейфующих свободных электронов (электронных волн де Бройля [11]) на неоднородностях материала проводника (например, на дефектах его кристаллической решетки, примесных атомах или на квазичастицах фононах – квантах упругих тепловых колебаний атомов этой решетки) [8]. Электроны, кроме всего прочего, имеют и такую важную квантовофизическую характеристику как «спин» S_e (этот термин происходит от английского слова «spin» – «вращаться» и в атомной физике он обозначает собственный механический момент количества движения элементарной частицы или атомного ядра [4]). Количественно спин S_e электрона выражается в специальных единицах по отношению к постоянной величине

$h/(2\pi)$ [8, 11]. Поэтому спин электрона будет численно равен $2\pi S_e/h=1/2$ [8]. Именно данное значение спина S_e и определяет для электрона, способного вращаться вокруг своей оси в двух направлениях (например, по направлению вектора напряженности H_m воздействующего магнитного поля или против него), его спиновое квантовое число в виде $m_s=\pm 1/2$ [8]. Отличительной особенностью спина S_e электрона является то, что он не только заставляет электрон откликаться на воздействие внешнего магнитного поля, но и сам подобное поле порождает. Для обычных проводников (особенно немагнитных – медных или алюминиевых) спин S_e электрона не оказывает серьезного влияния на протекание в нем тока проводимости. Поэтому о данной характеристике основных носителей отрицательного заряда в металлических проводниках в традиционной электротехнике практически никто и не вспоминает. А вот для новых слоистых материалов, в которых и было открыто явление «гигантского магнетосопротивления», оказалось, что именно спин S_e электрона играет ключевую роль [10]. В чем же эта роль рассматриваемой квантовофизической характеристики заключается? Для более аргументированного ответа на данный простой по форме, но сложный по содержанию вопрос предварительно рассмотрим поведение свободных электронов внутри ферромагнитного материала плоского проводника (токопроводящей шины) прямоугольной конфигурации с продольным током. Пусть магнитная индукция его предварительно намагниченного материала также направлена вдоль продольной оси такого проводника. Внутреннее магнитное поле проводника при этом будет по разному влиять на его продольно дрейфующие свободные электроны, спины S_e которых отличаются своей ориентацией относительно указанного направления вектора напряженности H_m этого поля (по полю или против поля). Электрический ток рассматриваемого проводника в этом случае будет состоять из двух тщательно перемешанных потоков электронов, один из которых имеет электронные спины S_e с ориентацией по направлению намагниченности его материала, а другой – с их ориентацией против выбранного нами направления внутреннего магнитного поля проводника [10]. Электроны этих двух потоков будут испытывать со стороны кристаллической структуры металла проводника в этом случае разное сопротивление. Оказывается, что электроны со спинами S_e , ориентированными *против магнитного поля*, будут направлены двигаться вдоль проводника *свободнее* (без задержки), а электроны с их ориентированными *по магнитному полю* спинами S_e – *труднее* (с задержкой) [10]. В первом случае (для сорта электронов со спинами S_e *против поля*) сопротивление R_e проводника будет сравнительно *малым*, а во втором случае (для сорта электронов со спинами S_e *по полю*) – *большим*. Заметим, что подобные особенности в протекании тока проводимости для нас пока будут характерны только для ферромагнитного материала (в диамагнитных материалах – меди и других металлах таких особенностей при $T_0=293$ К не наблюдается) [10]. Подобные особенности дрейфа свободных электронов в проводниках были установлены сравнительно недавно – в 1968 г.

группой французских ученых-физиков, в состав которой входил и будущий лауреат Нобелевской премии по физике за 2007 г. А. Фер [10]. Именно тогда перед исследователями и встал вопрос о возможности практического использования выявленных особенностей дрейфа электронов для резкого изменения значений активного сопротивления R_e проводящих структур. Вот теперь на основе данных [10] можно вкратце и ответить на ранее поставленный нами вопрос насчет роли спина S_e электрона. Ответ может сводиться к тому, что от ориентации спинов S_e электронов для ряда проводников относительно направления вектора напряженности H_m внутреннего (внешнего) магнитного поля существенно зависит концентрация свободных электронов с рассматриваемыми спинами S_e (по полю или против поля) вблизи уровня энергии Ферми W_F , характерной для зон проводимости и определяющей дрейфовый ток проводника [10]. Если в материале проводника свободных электронов с энергией Ферми W_F будет много, то в нем возможно протекание сравнительно большого тока проводимости с малым электрическим сопротивлением R_e ему (току). Если в материале проводника свободных электронов с энергией Ферми W_F будет мало, то в нем возможно протекание сравнительно слабого тока проводимости с большим сопротивлением R_e току [10].

Создав 1980-х годах искусственным путем новые сверхтонкие слоистые проводящие материалы (*сверхрешетки* (рис. 9), в которых строго чередующиеся между собой магнитные и немагнитные слои из двух видов металлов имеют толщину в несколько атомов [10]), физики научились управлять не только величиной намагниченности их слоев, но и характером их магнитной упорядоченности. А далее через характер магнитной упорядоченности слоев – электрическим сопротивлением R_e подобной проводящей «слойки».

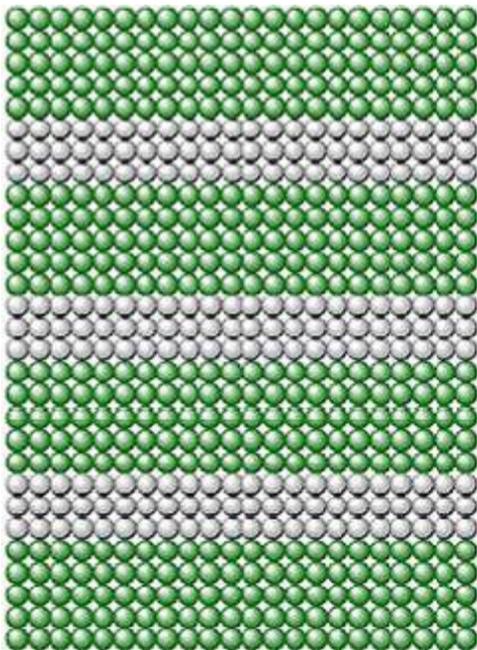


Рис. 9. Схематический вид современной *сверхрешетки* – строго чередующихся между собой слоев атомарной толщины из двух материалов (например, из 4-х слоев магнитного железа Fe и 3-х слоев немагнитного хрома Cr) с близкими (похожими) кристаллическими структурами [10]

В 1986 г. научная группа П. Грюнберга в «слойке», изготовленной из сверхтонких слоев магнитного железа Fe и немагнитного хрома Cr (рис. 10), обнаружила эффект чередования ориентаций намагниченности таких слоев железа Fe в отсутствии воздействия напряженности H_m внешнего магнитного поля [10, 13].

$$H_m = 0.$$

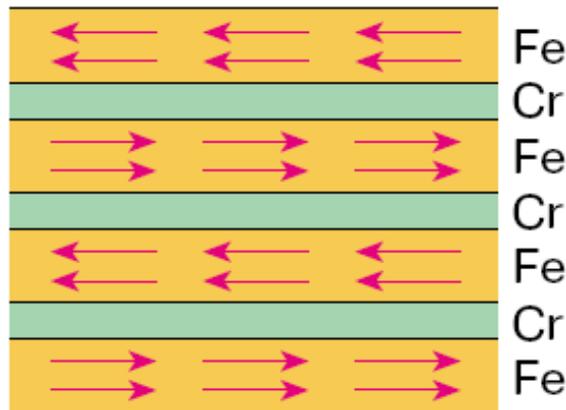


Рис. 10. Схематическое изображение порядка чередования намагниченности сверхтонких слоев железа Fe в «слойке» из магнитного железа Fe и немагнитного хрома Cr при отсутствии внешнего постоянного магнитного поля [10]

В случае действия внешнего сильного постоянного магнитного поля с напряженностью H_m на приведенную выше на рис. 10 «слойку» – *сверхрешетку* Fe-Cr намагниченность слоев железа Fe приобретала за счет перемагничивания полем этих слоев одинаковую пространственную ориентацию (рис. 11) [10, 13].

$$H = H_m.$$

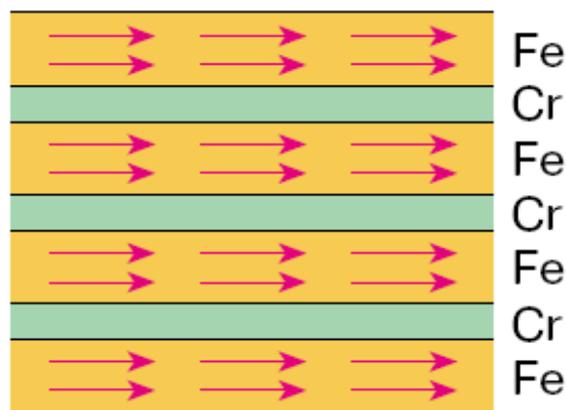


Рис. 11. Схематическое изображение намагниченности сверхтонких слоев железа Fe в «слойке» из магнитного железа Fe и немагнитного хрома Cr при воздействии на нее внешнего сильного постоянного магнитного поля [10]

Интересно отметить, что при прекращении действия внешнего сильного магнитного поля с напряженностью H_m на рассматриваемую *сверхрешетку* Fe-Cr намагниченность ее атомарных слоев Fe возвращалась в исходное состояние, приведенное на рис. 10. Таким образом, благодаря *сверхрешеткам* у физиков-экспериментаторов появилась реальная возможность быстрого изменения характера магнитной упорядоченности их сверхтонких слоев [10, 14]. И, наконец, у них появился реальный способ управляемого

изменения в заметных пределах электрического сопротивления R_e проводящей «слойки». А. Фер и П. Грюнберг со своими сотрудниками в течение 1988-1989 гг., изучая прохождение постоянного электрического тока поперек слоев «слойки» из железа Fe и хрома Cr в режимах отсутствия и воздействия на них внешнего сильного постоянного магнитного поля, и открыли эффект «гигантского магнетосопротивления» [13, 14]. В первых опытах А. Фера, в которых опытный образец указанной «слойки» Fe-Cr помещался в криостат с температурой около 4,2 К, уменьшение величины его активного сопротивления R_{em} для случаев $H_m=0$ и $H=H_m$ из диапазона сильных постоянных магнитных полей (H_m больше 10 кЭ [12]) составило примерно в два раза [10, 14]. Первоначально в аналогичных экспериментах П. Грюнберга, проводимых с указанной «сложкой» только при комнатной температуре $T_0=293$ К, изменения R_{em} составляли лишь 1,5 % [10, 13]. П. Грюнбергу потребовалось несколько лет тщательных научных исследований для доведения при комнатной температуре $T_0=293$ К своих результатов до уровня уменьшения значений R_{em} в два раза [10, 15]. Анализ полученных опытных результатов по такому изменению значений активного сопротивления R_{em} «слойки» из Fe-Cr показал, что они обусловлены влиянием рассмотренной нами выше ориентации спинов S_e свободных электронов (*по полю* или *против поля*) в сверхтонких слоях магнитного железа Fe на концентрацию соответствующих двух сортов дрейфующих электронов (с магнитным квантовым числом $m_s=+1/2$ или $m_s=-1/2$) вблизи уровня энергии Ферми W_F [13-15].

Практическое использование эффекта «гигантского магнетосопротивления» в компьютерных технологиях сразу же привело к резкому увеличению плотности записи магнитной информации на жестких дисках. «Слойка» с Fe-Cr и таким активным сопротивлением R_{em} оказалась компактным, быстрым, чувствительным и простым по конструкции датчиком магнитного поля [10]. Будучи расположенной сверху над быстро вращающейся пластиной жесткого диска компьютера, такая «слойка» отслеживала магнитные поля пролетающих под ней потоков битов информации в двоичной системе счисления (термин «*бит*» или «*bit*» происходит от английских слов «*binary*» – «*двоичный*» и «*digit*» – «*цифра*» [4]) и сразу же переводила их в соответствующие импульсы электрического тока.

4. Открытие механизма спонтанного нарушения симметрии в субатомной физике. Лауреатами Нобелевской премии 2008 г. по физике стали ученые из Японии (Макоото Кобаяси, рис. 12; Тосихидэ Маскава, рис. 13) и США (Йоитиро Намбу, рис. 14) за открытия в области физики элементарных частиц, которые объясняли причины того, что наблюдаемая нами Вселенная состоит из материи, а не из антиматерии и материи поровну, а также механизм появления у материи массы [16]. Исследования указанных физиков-теоретиков касаются нарушения симметрии в мире элементарных частиц. Их работы относятся к разным временным периодам, а рассматриваемые ими симметрии – к различным взаимодействиям элемен-

тарных частиц [16]. В 1973 г. М. Кобаяси и Т. Маскава в своей совместной статье предположили, что причина, приведшая к преобладанию вещества над антивеществом во Вселенной, может заключаться в том, что они по-разному участвуют в слабых взаимодействиях (так называемое нарушение CP – симметрии) [16-18].



Рис. 12. Выдающийся японский физик-теоретик Макоото Кобаяси (Makoto Kobayashi, 1944 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2008 г.

Первые экспериментальные наблюдения в мире асимметрии Кобаяси - Маскава были сделаны физиками лишь в 2002 г. с помощью ускорителей КЕКВ (Япония) и Stanford Linear Accelerator (США) [16, 19].



Рис. 13. Выдающийся японский физик-теоретик Тосихидэ Маскава (Toshihide Maskawa, 1940 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2008 г.

Гипотеза, высказанная в указанной выше многократно цитируемой в научном мире статье М. Кобаяси и Т. Маскава «*CP Violation in the Renormalizable Theory of Weak Interaction*» (1973 г.) [16], постулировала существование третьего поколения «кварков», которое было непрямым экспериментальным путем подтверждено уже через четыре года (в 1977 г.) с открытием *b*-кварка [19]. Следует напомнить, что кварком в физике элементарных частиц и физике высоких энергий называют гипотетическую частицу с дробной относительно модуля элементарного электрического

заряда электрона $e_0=1,602 \cdot 10^{-19}$ Кл величиной заряда [8, 11]. В этой связи М. Кобаяси и Т. Маскава в 2008 г. были удостоены Нобелевской премии по физике «за открытие источника нарушения симметрии, которое позволило предсказать существование в природе по меньшей мере трёх поколений кварков» [16-19].

До работ указанных физиков-теоретиков адронная физика представляла собой настоящую бессистемную «мешанину» [16]. К 1960 г. в экспериментах на протонных синхротронах физиками-ядерщиками уже были открыты несколько десятков разнообразных сильно взаимодействующих друг с другом частиц-адронов [8]. Эти частицы-адроны были с самыми разнообразными массами, зарядами, временами жизни и «каналами» распада [16]. Физикам в то время не были понятны ни «предназначение» этих частиц, ни их взаимосвязь друг с другом. На тот момент не было даже разумной схемы классификации этих адронов. Поиск осмысленной систематики адронов привел ученых к идее кварков [16]. В предложенной Й. Намбу совместно с итальянским физиком Г. Йона-Лазиньо модели взаимодействия адронов физики увидели спонтанное нарушение «киральной» симметрии. Благодаря этому нарушению с частицами в разработанной модели происходили метаморфозы: появлялись мезоны (как связанные состояния частиц-фермионов, являвшиеся аналогом «куперовских пар» электронов в сверхпроводниках [5]), а сами частицы-фермионы становились гораздо тяжелее и их можно было отождествлять с протонами и нейтронами [16]. Это привело к переосмыслению физической сути адронов [8].

Основные исследования Й. Намбу, эмигрировавшего в 1952 г. из Японии в США, были посвящены развитию высказанной им в 1960 г. идее спонтанного нарушения симметрии в субатомной физике [20]. В 1965 г. ему совместно с М. Ханом удалось создать схему сильных взаимодействий частиц-адронов, основанную на трёх триплетах кварков с целочисленными зарядами (известная модель Хана-Намбу [20]).



Рис. 14. Выдающийся японско-американский физик-теоретик Йоитиро Намбу (Yoichiro Nambu, 1921 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2008 г.

Й. Намбу на основе этой модели ввел «цветовое» взаимодействие элементарных частиц [16, 20].

Данной теоретической разработкой он заложил основы квантовой хромодинамики. Он существенно развил кварковую модель строения адронов [19]. Идея спонтанного нарушения симметрий в мире элементарных частиц активно разрабатывалась физиками-теоретиками и впоследствии из нее вырос и хиггсовский механизм нарушения электрослабой симметрии. Именно «за открытие механизма спонтанного нарушения симметрии в физике элементарных частиц» он стал лауреатом Нобелевской премии по физике за 2008 г. [16].

5. Разработка новой технологии передачи света в оптических волокнах. В 2009 г. первая половина Нобелевской премии по физике была присуждена китайцу Чарльзу Као (рис. 15) «за революционные достижения, касающиеся передачи света в волокнах для нужд оптической связи» [21]. Так исторически произошло, что Ч. Као в области информационных технологий оказался у истоков оптоволоконной передачи данных. Из-за бурного развития в мире телекоммуникаций оказалось, что традиционные технологии передачи информации на большие расстояния (с помощью связанных электромагнитных волн в металлических проводах и свободных радиоволн) обладают принципиальным недостатком – сравнительно малой скоростью процессов, протекающих в каналах передачи. При этом для увеличения в них (каналах) скорости передачи информации путем увеличения частоты модуляции требуется увеличение и несущей частоты электромагнитного сигнала. Именно поэтому физики свой взор обратили к световым импульсам (сигналам), частота которых составляет порядка 10^{15} Гц [8, 11].



Рис. 15. Выдающийся китайский физик-экспериментатор Чарльз Као (Charles K. Kao, 1933 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2009 г.

На первый взгляд, оптическое волокно с тонкими стеклянными нитями, помещенными в защитную оболочку, должно было удовлетворять жестким требованиям по передаче световых импульсов на большие расстояния. Однако, экспериментальные данные свидетельствовали о том, что в первой половине 20-го столетия в самых чистых стеклянных волокнах затухание светового сигнала составляло около 1000 дБ/км [21]. Физиками было установлено, что для эффективного применения оптоволоконна в качестве коммуника-

ционного носителя информации коэффициент затухания в нем светового импульса должен составлять 20 дБ/км и менее [21]. В 1960-е годы Ч. Као после окончания Гринвичского университета (Англия) по специальности инженера-электротехника и последующей защиты в нем докторской диссертации приступил в научно-исследовательском центре компании Standard Telephones and Cables (г. Харлоу) к работам в области волоконных технологий [22]. Здесь он и совершил свое новаторское физико-техническое открытие, объясняющее сильное затухание световых импульсов в обычном стекловолкне. Он в 1966 г. установил, что причиной тому являются примеси, присутствующие в стекловолкне. В этой связи Ч. Као для эффективного использования стекловолкна при передаче на расстояние информации предложил выполнять его из тонких кварцевых нитей (рис. 16) [22]. Именно в кварцевых стеклонитях наблюдался наименьший уровень затухания передаваемого светового импульса.



Рис. 16. Внешний вид фрагмента пучка оптических волокон с кварцевыми нитями в защитной оболочке, эффективно передающих на дальние расстояния световые импульсы [22]

Ч. Као первым в мире предложил использовать волоконно-оптические кабели для передачи телекоммуникационной информации на большие расстояния. Технические трудности по получению для этих целей высокочистого кварцевого стекла были преодолены лишь в 1972 г., когда в США исследователями из компании Corning Glass Works (Р. Маурер, Д. Кек и П. Шульц) с помощью технологии его химического осаждения из газовой фазы были получены стекловолкна с коэффициентом затухания до 4 дБ/км [21, 22].

На рис. 17 приведена зависимость коэффициента затухания светового сигнала в кварцевом оптоволокне от длины распространяющихся вдоль него волн [21].

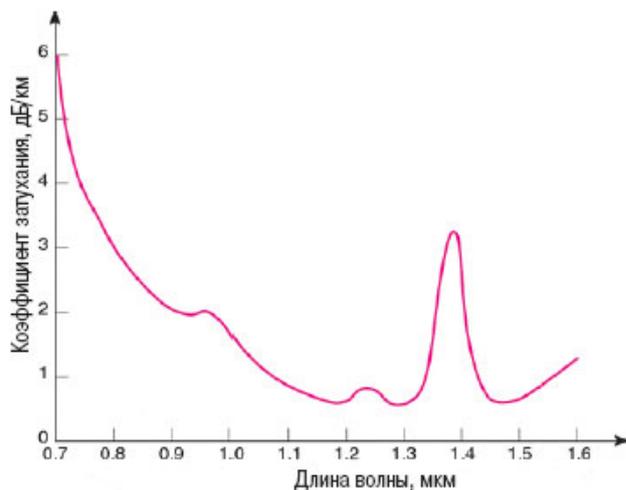


Рис. 17. Затухание светового импульса в кварцевых нитях в зависимости от длины его электромагнитных волн [21]

Из рис. 17 видно, что потери интенсивности света меньше всего не в оптической, а в инфракрасной (ИК) области спектра светового сигнала [21]. Вот поэтому минимальное поглощение (рассеяние) энергии света в кварцевом оптоволокне приходится на отдельные «окна прозрачности» (при длинах его волн в 1,3 мкм и 1,45 мкм) в ближнем ИК-диапазоне светового импульса. Именно на этих длинах (частотах) электромагнитных волн и работает современная оптоволоконная связь [21]. Отметим, что согласно данным рис. 17 с уменьшением длины световой волны коэффициент затухания резко возрастает из-за рассеяния света на неоднородностях показателя преломления рассматриваемой среды (случай «рэлеевского рассеяния» [8]). В области же длин световых волн более 1,45 мкм в кварцевых нитях начинают проявляться сильные линии поглощения гидроксильной группы ОН [21]. Как известно, из-за рэлеевского рассеяния волн света в атмосфере небо на Земле выглядит синеголубоватым, а закат или восход Солнца оранжево-красноватым [8, 23]. В 1988 г. был проложен первый трансатлантический оптоволоконный кабель связи [21]. В настоящее время технологии производства таких кабелей постоянно совершенствуются. Сейчас в опытных образцах последних разработок оптоволоконных кабелей коэффициент затухания светового импульса характеризуется уровнем до 0,2 дБ/км [21].

6. Изобретение полупроводниковой схемы для регистрации изображений. В 2009 г. вторая половина Нобелевской премии по физике была присуждена американцам Уилларду Бойлу (рис. 18) и Джорджу Смиуту (рис. 19) «за изобретение полупроводниковой схемы для регистрации изображений» [21]. У. Бойл и Дж. Смит изобрели полупроводниковое устройство, позволяющее без фотопленки получать цифровые фотографии. Такое полупроводниковое устройство-сенсор, позволяющее делать фотографии в цифровом формате, получило название «прибора с зарядовой связью» («Charged-Coupled Device») или CCD-матрицы [21]. В CCD-матрице, входящей в состав современного фотоаппарата или цифровой видеокамеры, световой поток сразу переводится в цифровой файл с цветным изображением снимаемого объекта.

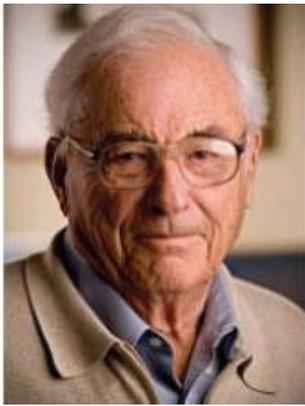


Рис. 18. Выдающийся американский физик-экспериментатор Уиллард Бойл (Willard Boyle, 1924-2011 гг.), лауреат Нобелевской премии по физике за 2009 г.

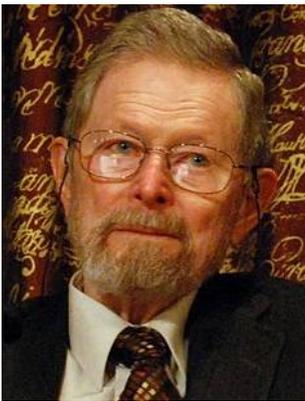


Рис. 19. Выдающийся американский физик-экспериментатор Джордж Элвуд Смит (George Elwood Smith, 1930 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2009 г.

Прежде чем рассматривать работу CCD-матрицы в целом в указанной полупроводниковой сенсорной схеме регистрации цветного изображения нам необходимо начать с ее одной из главных составных частей – полупроводниковой ячейки цифровой памяти, схематически изображенной ниже на рис. 20. В 1969 г. У. Бойл [24] и Дж. Смит [25], как сотрудники знаменитой американской лаборатории «Bell Labs», приступили к разработке нового высокоэффективного полупроводникового устройства для записи и считывания информации, в котором информация хранилась бы в виде микроскопических «облачков заряда» [21].

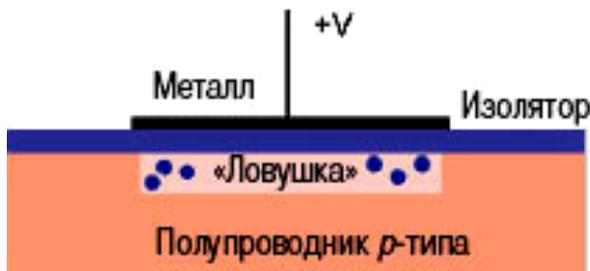


Рис. 20. Схематическое изображение элементарной полупроводниковой ячейки цифровой памяти, предложенной американскими физиками У. Бойлом и Дж. Смитом [21]

В результате исследований ими в 1969 г. и была предложена полупроводниковая ячейка цифровой памяти, состоящая согласно данным рис. 20 из плоского металлического электрода, отделенного слоем

изолятора (диоксида кремния SiO_2) от полупроводника p -типа (кремния Si) [21]. Роль бита информации в таком устройстве играло «облачко» электронов, возникающее в полупроводнике при его возбуждении.

Напомним, что полупроводник обладает и таким свойством как светочувствительностью [8, 21]. Световые фотоны (кванты электромагнитного поля), попадая в полупроводник, порождают в нём пары электронов и дырок. Для того, чтобы подобные электроны не поглощались дырками и хранились в определенной зоне полупроводника У. Бойл и Дж. Смит предложили подавать на металлический электрод данной ячейки электрический потенциал положительной полярности. Из-за своего положительного заряда возникающие дырки «уходили» прочь из небольшой области, расположенной под этим положительно заряженным электродом, а появившиеся электроны оставались «сидеть» в ней и оказывались как бы в этой локальной «ловушке» [21]. Именно данная «ловушка» и выполняла роль «хранителя» информации в полупроводниковой ячейке цифровой памяти. Если в этой «ловушке» было небольшое «облачко» электронов, то в ячейке записана «1», если нет – «0» [21]. Далее перед У. Бойлом и Дж. Смитом встал серьезный вопрос по поводу считывания информации с подобных ячеек памяти. Для этой цели они и придумали новый метод передачи данных – «зарядовую связь» [21]. Именно этот метод и был реализован ими в созданной CCD-матрице, приведенной в упрощенном виде на рис. 21.

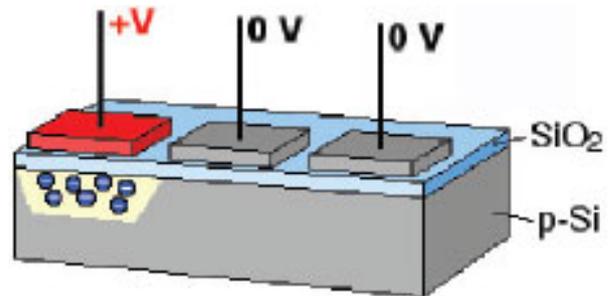


Рис. 21. Схематическое изображение одномерной CCD-матрицы с тремя ячейками цифровой памяти в ряду [21]

Подавая определенным образом электрическое напряжение V на металлические электроды отдельных соседних с исходными активными информационными ячейками цифровой памяти (с потенциалом $+V$ и наличием в их «ловушках» малого «облачка» электронов) неинформационных ячеек цифровой памяти (при начальном напряжении $V=0$ и отсутствии в их «ловушках» малого «облачка» электронов) и далее снимая электрическое напряжение с активных ячеек, можно было синхронно за конечное число циклов сдвигать в CCD-матрице информацию к считывающему устройству (СУ), размещенному у края данной матрицы [21]. СУ будет воспринимать приходящий на него от активной ячейки цифровой памяти электрический заряд и выдавать соответствующий электрический сигнал. В случае, если СУ будет не просто детектировать отсутствие или наличие электрического заряда в «ловушке» очередной ячейки памяти, но и измерять накопившийся в ней заряд, то на выходе такой полупроводниковой схемы получается самое

настоящее оптическое изображение, записанное сразу в цифровом виде. Отметим, что те или иные электромагнитные волны, входящие в состав воздействующего на полупроводник ячеек цифровой памяти светового сигнала и определяющие те или иные исходящие от объекта наблюдения цвета света, будут вызывать появление в «ловушках» ячеек памяти отличающихся между собой зарядов «пойманных» ими электронов. Название «прибора с зарядовой связью» (CCD-матрицы) отражает способ считывания в нем электрического заряда методом сдвига от одного элемента матрицы к другому, постепенно заполняя буферный регистр фотокамеры [26]. Далее напряжение с СУ усиливается и подается на аналого-цифровой преобразователь, после чего сигнал в цифровой форме поступает для последующей обработки в процессор фотокамеры [26]. Эта матрица, общий вид которой приведен на рис. 22, по сути, является микросхемой, состоящей из миллионов микрофотодатчиков, реагирующих на свет. CCD-матрицы совершили научно-техническую революцию в фотографии (они быстро вошли в наш быт в виде компактных цифровых фото- и видеокамер) [26, 27]. Они широко применяются в малодозных цифровых рентгеновских установках и установлены на всех современных телескопах [27].

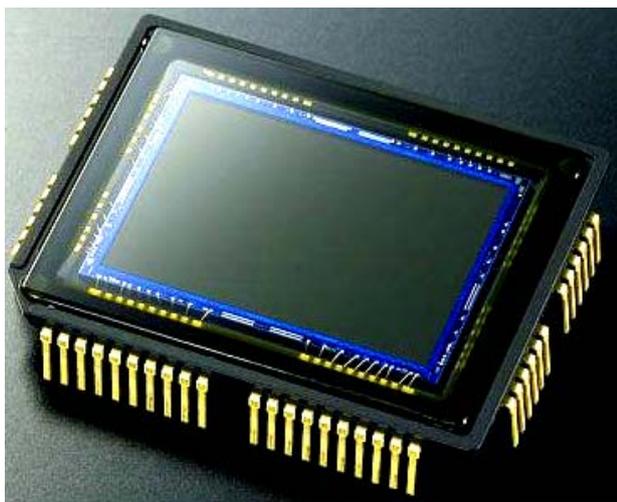


Рис. 22. Внешний вид современной CCD-матрицы [26]

7. Осуществление новаторских экспериментов по созданию двумерного материала графена. Выходцы из России Андрей Константинович Гейм (рис. 23) и Константин Сергеевич Новосёлов (рис. 24), работая до своей эмиграции в Институте проблем технологии микроэлектроники и особочистых материалов РАН (г. Черноголовка, РФ), в 2004 г. в лаборатории Манчестерского университета (Великобритания) открыли принципиально новый материал – «графен» [5, 28]. Графен является уникальным сверхтонким материалом, выполненным на основе углерода ${}^6_{12}\text{C}$ с толщиной графитового слоя в один атом [5]. Поэтому его из-за такой исчезающе малой нанометрической толщины (порядка 0,1 нм) и называют двумерным нанокристаллическим материалом, относящимся к наноматериалам 2-го рода [5]. Атомы углерода в тонкой пленке графена соединены в гексагональную двумерную кристаллическую решетку (рис. 25) [28].



Рис. 23. Выдающийся российско-нидерландский физик Андрей К. Гейм (Andre K. Geim, 1948 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2010 г.



Рис. 24. Выдающийся российско-английский физик-экспериментатор Константин С. Новосёлов (Kostya S. Novoselov, 1974 г. рождения), лауреат Нобелевской премии по физике за 2010 г.

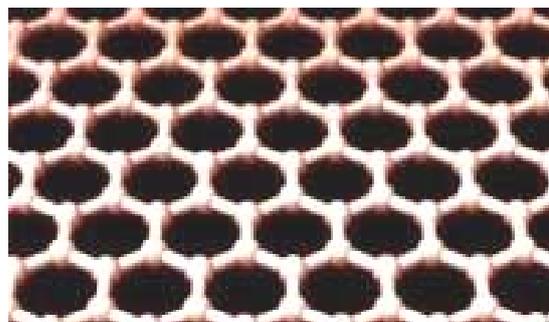


Рис. 25. Внешний вид фрагмента гексагональной кристаллической решетки атомарного слоя графена, в узлах которой расположены атомы углерода ${}^6_{12}\text{C}$ [28]

Искусственно получаемый сейчас графен путем химического осаждения паров углерода ${}^6_{12}\text{C}$ на подложку (при его линейных размерах в несколько сантиметров и более) показал удивительные физико-химические свойства. Являясь практически прозрачным материалом, он обладает невероятной механической прочностью (в 100 раз больше, чем у стали) [28].

Графен имеет достаточно высокую электропроводимость (как у широко применяемой в электротехнике меди ${}_{29}^{63}\text{Cu}$) и характеризуется высокой теплопроводностью [28]. В своих первых экспериментах

А.К. Гейм и К.С. Новосёлов миниатюрные образцы нового материала получали с помощью прямоугольного куска электротехнического графита и обыкновенной клейкой ленты – скотча. Приложив к плоской поверхности графита скотч и оторвав его, они на нем под микроскопом и обнаружили пластиночку-монослой углерода [28]. Оказывается как все просто!

Изучение физико-химических свойств графена и его поведения при внешних воздействиях на него различных физических факторов (например, механических нагрузок, электрического тока, электрического поля и др.) предоставило целый ряд возможностей для его технического применения. Оказалось, что практически прозрачный графен-проводник хорошо подходит для производства прозрачных сенсорных экранов, световых панелей, солнечных батарей и электрохимических источников тока, а также для изготовления высокочастотных транзисторов применительно к мобильным телефонам и сверхбыстрым оптическим датчикам в оптоволоконной связи [28]. Создание графена может в ближайшее время привести к появлению нового класса нанoeлектроники с рекордно малой толщиной транзисторов – до 10 нм. Использование графена в компьютерных технологиях может привести к увеличению быстродействия компьютеров в тысячи раз. Он практически не задерживает «пролетающие» через него свободные электроны. Поэтому он обладает очень низким активным сопротивлением электрическому току [28]. Мало того, экспериментальные данные А.К. Гейма и К.С. Новосёлова, а также исследования в РФ показали, что графен или супертонкая графитовая пленка способны изменять свое электрическое сопротивление (точнее сказать, увеличивать электропроводимость) при воздействии на них внешнего электрического (электромагнитного) поля [29]. Эти результаты, по мнению ученых-физиков, указывают на перспективные возможности применения подобных материалов в полупроводниковой или точнее графитовой электронике. Кроме того, было установлено, что при растяжении графена (его можно растягивать до 20 % увеличения первоначального линейного размера) он может превращаться в хороший полупроводник [28]. Происходит это за счет образования таким путем соответствующего «полупроводникового» разрыва в энергетическом спектре его атомной структуры (по сути, за счет увеличения энергетического зазора между его валентной зоной и зоной проводимости) [11]. Такое новое свойство графена при его высокой теплопроводности открывает определенные перспективы для применения этого нового материала в преобразовательной нанoeлектронике. Интересны попытки ученых-физиков использования графена даже в качестве микродатчика массы [28]. По предварительным оценкам физиков такие «атомные» весы способны взвешивать даже одну молекулу вещества! Технические проблем при этом у специалистов, пытающихся приспособить графен к решению подобных супертонких (для нас, можно сказать, просто фантастических) физических задач, безусловно хватает [28]. В настоящее время многие нанотехнологи в тесном содружестве с инженерно-техническими работниками осуществляют решения сложных приклад-

ных задач по промышленному изготовлению графена с необходимыми для современной техники геометрическими размерами (в доли, единицы и десятки метров). Учитывая исключительную научно-техническую значимость для техносферы человеческого общества полученного и изученного А.К. Геймом [30] и К.С. Новосёловым [31] нового уникального материала, они «за основополагающие эксперименты по созданию двумерного материала графена» и были удостоены Нобелевской премии по физике за 2010 г. [5, 28].

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 34: Открытие и изучение квантовой природы микромира материи // *Электротехника і електромеханіка*. – 2016. – №5. – С. 3-15. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.01.
3. <http://www.nkj.ru/archive/articles/3477>.
4. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.
5. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике: Монография в 2-х томах. Том 1. – Х.: НТМТ, 2011. – 311 с.
6. http://nobelprize.org/nobel_prizes/physics.
7. <http://hepd.pnpi.spb.ru/ioc/ioc/line06910/n1.htm>.
8. Кузьмичев В.Е. Законы и формулы физики / Отв. ред. В.К. Тартаковский. – Киев: Наукова думка, 1989. – 864 с.
9. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике: Монография в 2-х томах. Том 2. – Х.: НТМТ, 2013. – 333 с.
10. <http://elementy.ru/news/430612>.
11. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. – М.: Наука, 1990. – 624 с.
12. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 2-х томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Х.: Точка, 2010. – 407 с.
13. Binasch G., Grünberg P., Saurenbach F., Zinn W. Enhanced magnetoresistance in layered magnetic structures with antiferromagnetic interlayer exchange // *Physical Review B*. – 1989. – vol.39. – no.7. – pp. 4828-4830. doi: 10.1103/physrevb.39.4828.
14. Fert A. et al. Gigant magnetoresistance of (001)Fe/(001)Cr magnetic superlattices // *Physical Review Letters*. – 1988. – vol.61. – pp. 2472-2475.
15. Никитин С.А. Гигантское магнетосопротивление // *Сороковский образовательный журнал*. – 2004. – №2. – С. 92-98.
16. <http://elementy.ru/news/430870>.
17. https://ru.wikipedia.org/wiki/Кобаяси,_Мамото.
18. https://ru.wikipedia.org/wiki/Маскава,_Тосихидэ.
19. <http://ria.ru/science/20081007/151954918.html>.
20. https://ru.wikipedia.org/wiki/Намбу,_Йоитиро.
21. http://fiz.1september.ru/view_article.php?ID=200902319.
22. https://ru.wikipedia.org/wiki/Као,_Чарльз.
23. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 29: Первооткрыватели тайн глобальных природных световых явлений // *Электротехника і електромеханіка*. – 2015. – №6. – С. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.01.
24. https://ru.wikipedia.org/wiki/Бойл,_Уиллард.
25. https://ru.wikipedia.org/wiki/Смит,_Джордж_Элвуд.
26. https://ru.wikipedia.org/wiki/Устройство_цифрового_фото_аппарата.
27. www.ferra.ru/online/digiphoto/s27140/print.
28. <http://class-fizika.narod.ru/nobel2010.htm>.
29. Шакирзянов Ф.Н. Графен и фоторезистивный эффект // *Электричество*. – 2011. – №1. – С. 65-66.

30. https://ru.wikipedia.org/wiki/Гейм,_Андрей_Константинович.
31. <http://www.people.su/81015>.

REFERENCES

1. Khranov Yu.A. *Istoriia fiziki* [History of Physics]. Kiev, Feniks Publ., 2006. 1176 p. (Rus).
2. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 34: Discovery and study of quantum-wave nature of microscopic world of matter. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.5, pp. 3-15. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.01.
3. Available at: <http://www.nkj.ru/archive/articles/3477> (accessed 15 May 2014). (Rus).
4. *Bol'shoj illjustrirovannyj slovar' inostrannyh slov* [Large illustrated dictionary of foreign words]. Moscow, Russkie slovari Publ., 2004. 957 p. (Rus).
5. Baranov M.I. *Antologiya vydaiushchikhsia dostizhenii v nauke i tekhnike: Monografiia v 2-kh tomakh. Tom 1.* [An anthology of outstanding achievements in science and technology: Monographs in 2 vols. Vol.1]. Kharkov, NTMT Publ., 2011. 311 p. (Rus).
6. Available at: http://nobelprize.org/nobel_prizes/physics (accessed 25 March 2014). (Rus).
7. Available at: <http://hepd.pnpi.spb.ru/ioc/ioc/line06910/n1.htm> (accessed 11 August 2012). (Rus).
8. Kuz'michev V.E. *Zakony i formuly fiziki* [Laws and formulas of physics]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1989. 864 p. (Rus).
9. Baranov M.I. *Antologiya vydaiushchikhsia dostizhenii v nauke i tekhnike: Monografiia v 2-kh tomakh. Tom 2.* [An anthology of outstanding achievements in science and technology: Monographs in 2 vols. Vol.2]. Kharkov, NTMT Publ., 2013. 333 p. (Rus).
10. Available at: <http://elementy.ru/news/430612> (accessed 10 April 2014). (Rus).
11. Javorskij B.M., Detlaf A.A. *Spravochnik po fizike* [Handbook of physics]. Moscow, Nauka Publ., 1990. 624 p. (Rus).
12. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki. Tom 2, Kn. 2: Teoriia elektrofizicheskikh efektov i zadach* [Selected topics of Electrophysics. Vol.2, Book 2. A theory of electrophysical effects and tasks]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2010. 407 p. (Rus).
13. Binasch G., Grünberg P., Saurenbach F., Zinn W. Enhanced magnetoresistance in layered magnetic structures with antiferromagnetic interlayer exchange. *Physical Review B*, 1989, vol.39, no.7, pp. 4828-4830. doi: 10.1103/physrevb.39.4828.
14. Fert A. et al. Gigant magnetoresistance of (001)Fe/(001)Cr magnetic superlattices. *Physical Review Letters*, 1988, vol.61, pp. 2472-2475.
15. Nikitin S.A. Giant magnetoresistance. *Soros educational journal*, 2004, no.2, pp. 92-98. (Rus).
16. Available at: <http://elementy.ru/news/430870> (Accessed 11 July 2015). (Rus).
17. Available at: [https://en.wikipedia.org/wiki/Makoto_Kobayashi_\(physicist\)](https://en.wikipedia.org/wiki/Makoto_Kobayashi_(physicist)) (accessed 11 May 2010).
18. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Toshihide_Maskawa (accessed 22 September 2012).
19. Available at: <http://ria.ru/science/20081007/151954918.html> (accessed 23 October 2014). (Rus).
20. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Yoichiro_Nambu (accessed 22 June 2012).
21. Available at: http://fiz.1september.ru/view_article.php?ID=200902319 (accessed 31 May 2013). (Rus).
22. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Charles_K._Kao (accessed 21 January 2013).
23. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 29: Discoverers of secrets of global natural light phenomena. *Electrical engineering &*

- electromechanics*, 2015, no.6, pp. 3-13. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.01.
24. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Willard_Boyle (accessed 10 November 2011).
25. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/George_E._Smith (accessed 10 May 2010).
26. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Digital_camera (accessed 10 April 2012).
27. Available at: www.ferra.ru/online/digiphot/s27140/print (accessed 25 September 2014). (Rus).
28. Available at: <http://class-fizika.narod.ru/nobel2010.htm> (accessed 08 June 2015). (Rus).
29. Shakirzyanov F.N. Graphen and photoconductive effect. *Electricity*, 2011, no.1, pp. 65-66. (Rus).
30. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Andre_Geim (accessed 22 October 2013).
31. Available at: <http://www.people.su/81015> (accessed 10 July 2014). (Rus).

Поступила (received) 27.01.2016

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., гл.н.с.,
НИИКИ «Молния»
Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
тел/phone +38 057 7076841, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua

M.I. Baranov
Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.
An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 38: Nobel Prize Laureates in Physics for 2005-2010.
Purpose. Implementation of brief analytical review of the distinguished scientific achievements of the world scientists-physicists, awarded the Nobel Prize in physics for period 2005-2010 yy. **Methodology.** Scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information of world level in area of modern theoretical and experimental physics. **Results.** The brief analytical review of the scientific openings and distinguished achievements of scientists-physicists is resulted in area of modern physical and technical problems which were marked by the Nobel Prizes in physics for the period 2005-2010. **Originality.** Systematization is executed with exposition in the short concentrated form of the known scientific and technical materials, devoted creation of quantum theory of optical coherentness by scientists-physicists, development of laser exact spectroscopy, opening form of spectrum for a black body and anisotropy of space microwave base-line radiation, opening of effect of giant magnetoresistance, opening of mechanism of spontaneous violation of symmetry in subatomic physics, development of new technology of transmission of light in optical fibres, invention of a semiconductor circuit for registration of images and results of innovative experiments on research of 2D material of graphen. **Practical value.** Popularization and deepening of scientific and technical knowledges for students, engineers and technical specialists and research workers in area of modern theoretical and experimental physics, extending their scientific range of interests and collaboration in further development of scientific and technical progress in human society. References 31, figures 25.
Key words: modern physics, achievements, quantum theory of optical coherentness, laser overexact spectroscopy, space microwave base-line radiation, effect of giant magnetoresistance, spontaneous violation of symmetry, transmission of light in optical fibres, semiconductor circuit for registration of images, 2D material of graphen.

V. Chenchvoi, Iu. Romashykhin, Zh. Romashykhina, Atef S. Al-Mashakbeh

ANALYSIS OF THE SPECIAL FEATURES OF THE THERMAL PROCESS IN AN INDUCTION GENERATOR AT HIGH SATURATION OF THE MAGNETIC SYSTEM

Purpose. Development of the method for the assessment of the thermal operation modes of an autonomous electrical power system with an induction motor, aiming at improvement of the reliability of electricity supply and the quality of electric energy. Methodology. Induction generator mathematical modeling taking into account the magnetic system saturation was used in the research. A heat model taking into account the excess of the temperature of the induction generator units in the mode of high saturation was developed. The obtained results were compared with the experimental data. Results. The paper contains the solution to the problem of improvement of the mathematical model and methods for steel losses determination in the search of the operation modes of an autonomous uncontrolled induction generator taking into consideration the properties of the magnetic system in the mode of high saturation. The expression for determination of steel losses in the mode of high saturation is obtained. It enables the assessment of the induction generator thermal condition. Originality. The analytical dependence for the calculation of the steel losses in the mode of magnetic system saturation has been obtained for the first time. Practical value. The obtained expression for the calculation of the steel losses can be used for determination of the admissible time of generator operation at overload. It will allow avoiding broken winding insulation and complete use of the generator overload capacity. As a result, it will reduce possible irregularities of electricity supply due to the generator preliminary cutoff. References 10, tables 2, figures 3.

Key words: autonomous induction generator, magnetic system saturation, steel losses, thermal processes.

Цель. Разработка методики оценки тепловых режимов работы автономной электроэнергетической системы с асинхронным генератором с целью повышения надежности электроснабжения и качества электроэнергии. Методология. Для проведения исследований использовалось математическое моделирование асинхронного генератора с учетом насыщения магнитной системы. Разработана тепловая модель, которая учитывает превышение температуры узлов асинхронного генератора в режиме высокого насыщения. Полученные результаты моделирования сравнивались с экспериментальными данными. Результаты. В работе решена задача усовершенствования математических моделей и методов определения потерь в стали при исследовании режимов работы автономного регулируемого асинхронного генератора с учетом свойств магнитной системы в режиме высокого насыщения. Получено выражение для определения потерь в стали в режиме высокого насыщения, которое позволяет оценивать тепловое состояние асинхронного генератора. Оригинальность. Впервые получена аналитическая зависимость для расчета потерь в стали в режиме насыщения магнитной системы. Практическое значение. Полученное выражение для расчета потерь в стали может быть использовано для определения допустимого времени работы генератора при перегрузке. Это позволит избежать повреждения изоляции обмоток и в полном объеме использовать перегрузочную способность генератора. В результате это снизит возможные перебои с электрической энергией из-за преждевременного отключения генератора. Библиография: 10, табл. 2, рис. 3.

Ключевые слова: автономный асинхронный генератор, насыщение магнитной системы, потери в стали, тепловые процессы.

Introduction. Autonomous electrical power systems (AES) take an important place in the development of power engineering [1]. Recently AES have become widespread in electricity supply systems of both special and general purpose. The domain of application of such systems includes electric devices (stationary, mobile ones), controlled electromechanical systems (transport, small hydroelectric stations, wind energy plants), no-break power systems of important consumers. The necessity for the use of AES occurs when it is technically impossible or economically unprofitable to apply centralized electricity supply.

AES theoretical research and practical experience of their application show that there are good prospects of the use of induction generators (IG) with capacitor excitation as a power supply in them.

In spite of availability of a great number of papers related to theoretical and practical research of AES with IG the problems of these systems have not been completely solved. In particular, the thermal transient processes in IG with capacitor self-excitation at high saturation of the magnetic system are insufficiently analyzed.

The analysis of the previous research and the problem statement. Under the modern conditions there is a necessity for development of heat models for the analy-

sis of IG operation [2]. During the choice of the heat model it is necessary to take into account the conditions of the induction machine operation [3–5]. The analysis of literature [1, 2] revealed that the thermal processes in IG are essentially influenced by steel losses. The method of thermal equivalent circuits is widely used for thermal calculations of electric machines in the solution of general problems of heating.

Losses dependences on the squared frequency and voltage are used as the basis for the classical methods of steel losses calculation [6, 7]. Moreover, it is shown in [8] that at high saturation of the magnetic system an abnormal increase of steel losses can be observed. This increase is much bigger than the values calculated by the conventional methods.

Usually, in induction machine thermal models the steel losses under the steady-state condition are not taken into consideration due to their small values. Taking into account the steel losses as a value proportional to the value of squared magnetic induction [9] results in a considerable error as such a relation is only true for an unsaturated magnetic circuit. Steel losses, having achieved rather high values, essentially influence the process of IG windings heating. That is why their neglect causes noticeable errors in determination of IG thermal state and is often inadmissible.

As a consequence, when dynamic thermal processes developing unequally at different degrees of magnetic system saturation are analyzed, there appears a necessity for a specified taking into account the steel losses in a heat model. So, the research of thermal transient processes in IG with capacitor self-excitation at the magnetic system high saturation is of both theoretical and practical interest.

Purpose of the paper. Working out the methods for assessment of the thermal operating modes of AES with IG.

Material and results of research. For the specified verification of IG element heating the non-stationary thermal processes are researched taking into account the real distribution of temperature and thermal flows in the machine. A three-mass mathematical model of an induction machine is analyzed in the paper. Apart from the stator and rotor windings the influence of the stator steel is taken into consideration in the model. However, in the analysis it is assumed that every active element represents a homogeneous body with an infinitely high internal thermal conductivity.

An induction motor (IM) is used as an IG. An IG thermal equivalent circuit is shown in Fig. 1. In accordance with the diagram, body 1 (stator winding) is characterized by heat capacity C_1 and is connected with the third body 3 (stator steel) by thermal conductivity A_{13} . Losses ΔP_1 are allocated in body 1. Analogously, body 2 (rotor) is characterized by heat capacity C_2 , is connected with body 3 by thermal conductivity A_{23} . Losses ΔP_2 are allocated in body 2. In its turn, body 3 is characterized by heat capacity C_3 and is connected with the environment by thermal conductivity A_3 . Losses ΔP_3 are allocated in body 3.

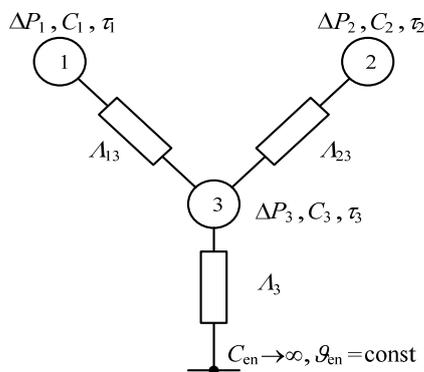


Fig. 1. Thermal diagram of an induction motor as a system of three bodies:

1 – stator winding; 2 – rotor; 3 – stator steel

The following designations are adopted in Fig. 1: τ_1, τ_2, τ_3 – excess of the temperature of the stator winding, rotor and IM steel, respectively; θ_{en} – ambient temperature; C_{en} – environment heat capacity.

According to [1, 2], the heat balance equations for IM each body are presented in the form:

$$\begin{cases} \Delta P_1 = C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + A_{13}(\tau_1 - \tau_3); \\ \Delta P_2 = C_2 \frac{d\tau_2}{dt} + A_{23}(\tau_2 - \tau_3); \\ \Delta P_3 = C_3 \frac{d\tau_3}{dt} + A_{13}(\tau_3 - \tau_1) + \\ + A_{23}(\tau_3 - \tau_2) + A_3\tau_3, \end{cases} \quad (1)$$

where the stator winding active power losses at the winding temperature θ_1 :

$$\Delta P_1 = 3R_s I_s^2, \quad (2)$$

where I_s – active value of the stator current; R_s – resistive impedance of the stator winding; rotor winding active power losses at the rotor temperature θ_2 :

$$\Delta P_2 = 3R_r I_r^2, \quad (3)$$

where I_r – active value of the rotor current; R_r – resistive impedance of the rotor winding.

The stator steel losses are caused by the hysteresis and eddy-currents in the stator core [7, 9].

According to the conventional method, the steel losses are determined by expression:

$$\Delta P_3 = \Delta P_{st} = \Delta P_{st,r} \left(\frac{U_1}{U_{1r}} \right)^2, \quad (4)$$

where $\Delta P_{st,r}$ – active power steel losses at rated voltage; U_1 – voltage current value; U_{1r} – rated phase voltage.

During the analysis of steel magnetization reversal processes a dependence for the calculation of steel losses under the condition of magnetic system saturation was found:

$$\Delta P_3 = \Delta P_{st}(I_\mu) = \frac{\xi}{\left(\frac{dE(I_\mu)}{dI_\mu} \right)} (E(I_\mu))^2, \quad (5)$$

where $E(I_\mu)$ – electromotive force active value dependence on IM magnetization current active value I_μ ; ξ – coefficient depending on the material parameters.

Expression (5) demonstrates that at the non-saturation section of the magnetization curve the electromotive force changes by the linear law, i.e. $dE(I_\mu)/dI_\mu \rightarrow \text{const}$. In this case the equation takes the form analogous to Steinmetz equation [10]. When IM operates in the saturation mode, the velocity of electromotive force intensification decreases, i.e. $dE(I_\mu)/dI_\mu \rightarrow 0$. In this case there occurs a sharp growth of steel losses caused by lagging.

IM 4A90L4U3 was used in the analysis to research the thermal processes. The IM parameters are given in Table 1. The thermal condition parameters are given in Table 2.

Table 1

Parameters of 4A90L4U3 induction motor

Parameter	Value
Rated power, kW	2.2
Rated voltage, V	220
Stator rated current, A	5
Efficiency	0.8
Rated slid	0.051
Stator resistive impedance, Ohm	4.15
Stator inductive reactance, Ohm	3.218
Rotor reduced resistive impedance, Ohm	2.629
Rotor reduced inductive reactance, Ohm	5.697
Magnetization circuit inductive reactance, Ohm	92.03

Table 2

Thermal condition parameters of 4A90L4U3 induction motor

Thermal conductivities, W/°C	
A_{13}	10.5707
A_{23}	2.7648
A_3	13.9969
Thermal capacities, J/°C	
stator winding C_1	726.1
rotor C_2	3260
stator steel C_3	9623
Stator rated temperature θ_{1r} , K	403

As a result of using the conventional method and the method for losses determination in a highly-saturated mode the IG rotor winding temperature excess curves were obtained (Fig. 2).

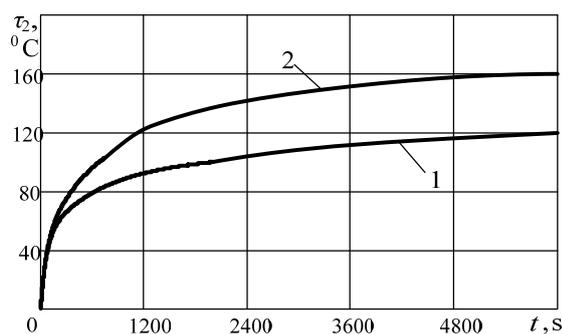


Fig. 2. Rotor temperature excess curve at different methods of steel losses calculation:

1 – with the use of the conventional method (based on expression (4)); 2 – based on expression (5)

The analysis of the presented dependences revealed that IG unit heating rates essentially differ at different methods of steel losses calculation. So, the windings temperature at the conventional method of steel losses account is considerably lower than with the use of the method for steel losses determination in a highly-saturated mode.

A thermal imager was used for verification of the adequacy of the thermal model. The thermogram of IG operation at self-excitation is presented in Fig. 3. It is seen in the figure that IG rotor windings heats up to the temperature of 148.7 °C. The results of comparison of the experiment and modeling (Fig. 2) revealed that the calculated excess of temperature with the use of expression (5) is 158 °C. It suggests the conclusion that the proposed approach is adequate. The analysis of the obtained results revealed that the stator end windings are the most heated IG parts.



Fig. 3. A thermogram of the induction generator

Conclusions.

Steel losses influence on the IG thermal characteristics at high saturation of the magnetic system has been

researched in the paper. It enables determination of temperature excess at particular units of the generator.

The developed heat model makes it possible to calculate maximal current temperatures in different parts of the motor with sufficient accuracy. The mathematical model allows determination of temperature at IG units that are inaccessible for direct measurement. The proposed heat model can be used at IG monitoring with the aim of forecasting their resource.

REFERENCES

1. Qiu Y., Zhang W., Cao M., Feng Y., Infield D. An Electro-Thermal Analysis of a Variable-Speed Doubly-Fed Induction Generator in a Wind Turbine, *Energies*, 2015, vol.8, no.5, pp. 3386-3402. doi: 10.3390/en8053386.
2. Hodgins N., Mueller M.A., Tease W.K., Staton D. Thermal model of an induction generator in oscillating water column wave energy converter. *5th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2010)*, 2010. doi: 10.1049/cp.2010.0020.
3. Zagirnyak M., Romashykhina Zh., Kalinov A. Diagnostic signs of induction motor broken rotor bars in electromotive force signal. *17th International Conference Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE)*, 2016. doi: 10.1109/CPEE.2016.7738722.
4. Rodkin D.I., Romashihin Y.V. Rationale for settlement circuit for induction motors. *Tekhnichna Elektrodynamika*, 2012, no.2, pp. 89-90. (Rus).
5. Zagirnyak M., Rodkin D., Romashykhin Iu., Rudenko N., Chenchevoi V. Identification of nonlinearities of induction motor equivalent circuits with the use of the instantaneous power method, *17th International Conference Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE)*, 2016. doi: 10.1109/CPEE.2016.7738721.
6. Rygal R., Moses A.J., Derebasi N., Schneider J., Schoppa A., Influence of cutting stress on magnetic field and flux density distribution in non-oriented electrical steels, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2000, vol.215-216, pp. 687-689. doi: 10.1016/S0304-8853(00)00259-6.
7. Zidarič B., Zagirnyak M., Lenasi K., Miljavec D. Hysteresis losses in soft magnetic composite materials. *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, 2006, vol.25, no.1, pp. 157-168. doi: 10.1108/03321640610634416.
8. Reinert J., Brockmeyer A., De Doncker R.W. Calculation of losses in ferro- and ferrimagnetic materials based on the modified Steinmetz equation. *Conference Record of the 1999 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Forth IAS Annual Meeting (Cat. No.99CH36370)*. doi: 10.1109/IAS.1999.806023.
9. Maga D., Zagirnyak M., Miljavec D. Additional losses in permanent magnet brushless machines. *Proceedings of 14th International Power Electronics and Motion Control Conference EPE-PEMC 2010*, 2010. doi: 10.1109/EPEPEMC.2010.5606520.
10. Steinmetz C. On the law of hysteresis. *Proceedings of the IEEE*, 1984, vol.72, iss.2, pp. 197-221. doi: 10.1109/PROC.1984.12842.

Received 05.06.2017

Vladimir Chenchevoi¹, Candidate of Technical Science,
 Iurii Romashykhin¹, Candidate of Technical Science,
 Zhanna Romashykhina¹, Candidate of Technical Science,
 Atef S. Al-Mashakbeh², Candidate of Technical Science,
¹Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University,
 20, Pershotravneva Str., Kremenchuk, Poltava region, 39600, Ukraine,
 phone +38 098 2723441,
 e-mail: vladchen.86@gmail.com, romashykhin.iurii@gmail.com,
 romashykhina.zhanna@gmail.com
²Tafila Technical University,
 Et Tafila New Hauway Str., 179, Tafila, Et Tafila, 66110, Jordan,
 phone 00962772075700, e-mail: dr.atef_almashakbeh@yahoo.com

К.М. Василів

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ РЕЖИМІВ РОБОТИ СИСТЕМИ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ ДИМОТЯГІВ ТЕПЛОВИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ СТАНЦІЙ

Розроблено математичну модель електротехнічного комплексу: «Електрична мережа – трансформатор – два асинхронні двигуни» у фазних координатах, орієнтовану на явні методи числового інтегрування системи диференціальних рівнянь. На базі математичної моделі створено програмний комплекс і проведено дослідження електромагнітних і електромеханічних процесів та встановлено основні закономірності їх перебігу в режимах пуску, зупинки та самозапуску асинхронних двигунів димотягів енергоблоку теплової електричної станції. Бібл. 9, рис. 12.

Ключові слова: математична модель, чисельні методи, тепла електростанція, асинхронні двигуни.

Разработана математическая модель электротехнического комплекса: «Электрическая сеть – трансформатор – два асинхронных двигателя» в фазных координатах, ориентированная на явные методы численного интегрирования системы дифференциальных уравнений. На базе математической модели создан программный комплекс и произведено исследование электромагнитных и электромеханических процессов и установлено основные закономерности их протекания в режимах пуска, останова и самозапуска асинхронных двигателей дымососов энергоблока тепловой электрической станции. Библ. 9, рис. 12.

Ключевые слова: математическая модель, численные методы, тепловая электростанция, асинхронные двигатели.

Постановка проблеми. Потужні теплові електричні станції (ТЕС) слугують однією з базових структур сучасної енергосистеми України. Не менше половини електроенергії, яка генерується в Україні припадає саме на ТЕС. Варто зазначити, що теплові електричні станції виробляють вагомий відсоток електроенергії і в інших передових промислово розвинених країнах і Європи, і світу.

Від надійності і ефективності роботи ТЕС, загалом, і їх енергоблоків, зокрема, принципово залежить стабільність та надійність функціонування енергосистеми і, як наслідок, продуктивність роботи великої кількості споживачів електроенергії, серед яких потужні промислові підприємства, транспортні системи та інші споживачі.

Надійність роботи енергоблоків ТЕС значною мірою визначається належним функціонуванням турбогенераторів, які безпосередньо генерують електроенергію, а тому вважаються найголовнішими агрегатами енергоблоків ТЕС. Роботу турбогенераторів, своєю чергою, забезпечують такі важливі агрегати як парові турбіни та котлоагрегати, які відносять до групи основних.

Енергоблоки сучасних ТЕС високомеханізовані та автоматизовані. Це означає, що функціонування всіх основних агрегатів енергоблоків ТЕС забезпечує велика кількість інших агрегатів, які відносяться до допоміжних. Серед них механізми транспортування, розмелювання та подачі палива (якщо ТЕС працює на вугіллі), низка різноманітних pomp (живильні, конденсаційні, циркуляційні), а також дутеві пристрої та димотяги і т. ін. Всі такі допоміжні агрегати називаються агрегатами власних потреб (ВП), які поділяються на відповідальні і невідповідальні. Відмова в роботі відповідальних агрегатів ВП призводить до порушення основного технологічного циклу виробництва електроенергії і навіть до відключення основних агрегатів: турбогенератора, парової турбіни, котлоагрегату, а відмова невідповідальних агрегатів такого критичного впливу не має.

На сучасних енергоблоках ТЕС майже всі механізми власних потреб приводяться в рух короткозамк-

неними асинхронними двигунами (АД), потужності яких сягають декількох МВт. Асинхронні двигуни застосовуються і для приводу димотягів, функціонування яких є критичним для роботи енергоблоку. Адже відмова в роботі одного з двох димотягів призводить до зниження продуктивності енергоблоку на 30-40 %, а відмова двох димотягів – до аварійної зупинки роботи котла і, як наслідок, до відключення енергоблоку.

Агрегати ВП за своїм призначенням слугують своєрідними «руками», якими обслуговувальний персонал забезпечує роботу енергоблоку в заданих режимах роботи (запуску і зупинки енергоблоку, збільшення та зменшення видачі потужності в енергосистемі і т. ін.). Практично підтримуються такі режими роботи енергоблоків керуванням роботою електричних двигунів (ЕД) власних потреб електростанції. Тому, для грамотної і ефективної експлуатації ТЕС питання аналізу режимів роботи електричних двигунів власних потреб є принципово важливим. В цьому контексті критично важливим є коректний аналіз режимів пуску та вибігу електричних двигунів, збільшення та зменшення їх частоти обертання для регулювання продуктивності механізмів, які приводять в рух ці двигуни, а також питання самозапуску та переходу на резервне і аварійне живлення.

Аналіз наукових публікацій та результатів практичних досліджень. Питанню аналізу режимів роботи електричних двигунів механізмів власних потреб електричних станцій приділена доволі велика кількість наукових праць. Переважно ці праці ґрунтуються на класичній теорії електричних машин і спрямовані на вивчення особливостей закономірності перебігу електромагнітних і електромеханічних процесів, які відбуваються в системах електричних двигунів ВП основних видів електростанцій (теплових та атомних). З погляду практики експлуатації енергоблоків електричних станцій актуальним є аналіз електромагнітних і електромеханічних процесів електродвигунів власних потреб у всіх без винятку режимах їх роботи: пускових, номі-

© К.М. Василів

нальному режимі, а також вивчення процесів вибігу та самозапуску. Саме ці питання слугують предметом аналізу режимів роботи електродвигунів власних потреб в джерелах [1, 3-5, 7, 9]. Так, у [1] описано загальну структуру, основні механізми, електродвигуни, схеми електропостачання ВП теплових електростанцій. Розглянуто режими роботи електродвигунів власних потреб, схеми керування релейного захисту і автоматики електродвигунів і елементів мереж 6,3 та 0,4 кВ. Розглянуто питання підвищення надійності електричної частини ВП ТЕС та перспективи застосування регульованого електроприводу змінного струму. Дано аналіз характерних пошкоджень у ВП та запропоновані шляхи їх запобігання. У [3] розглянуто загальну характеристику агрегатів власних потреб електричних станцій (ЕС), процеси пуску і вибігу електричних двигунів власних потреб. Описано вплив самозапуску на технологічний режим роботи енергоблоку. Викладені загальні вимоги до схем електропостачання ВП та наведені найпоширеніші з них. Наведено спрощений розрахунок самозапуску електричних двигунів власних потреб. У [4] розглянуто системи власних потреб різних типів електростанцій, наведено характеристики їх механізмів, а також виконано аналіз самозапуску електродвигунів механізмів власних потреб. Розглянуто питання вибору трансформаторів, установок постійного струму та схем власних потреб електроустановок.

Фундаментальний аналіз режимів роботи асинхронних і синхронних двигунів виконано у [7]. Тут наведено основні їх навантажувальні властивості, значну увагу виділено питанням нагріву електродвигунів. Розглянуто питання несиметричних режимів роботи двигунів і компенсаторів. Достатньо повно і ґрунтовно описано процеси пуску і самозапуску електричних двигунів. Досліджено питання умов самозапуску двигунів та наведено результати експериментальних досліджень цих режимів. Розглянуто питання одиночного і групового вибігу електричних двигунів змінного струму. Всі ці питання є актуальними для практики експлуатації електричних двигунів власних потреб ТЕС.

Актуальність досліджень. Наявність наукових праць, в яких виконано аналіз режимів роботи електричних двигунів механізмів власних потреб електричних станцій та наведені достовірні результати досліджень безумовно сприяють підвищенню рівня ефективності їх експлуатації. Проте з матеріалу, викладеного в розглянутих літературних джерелах очевидно, що для його застосування в практиці експлуатації конкретних агрегатів власних потреб електричних станцій необхідні істотні його доопрацювання. Адже викладений в цих джерелах матеріал поданий у загальній концептуальній формі, що робить проблематичним його використання стосовно конкретній ситуації з двигунами різних типів, різного призначення та потужностей, а також особливостей схем електроживлення.

В цьому контексті очевидним є те, що на сьогодні не достатньо уваги виділено питанням розробки технічних засобів аналізу режимів роботи електричних двигунів власних потреб ЕС, які були б придатні для безпосереднього їх застосування в практиці експлуатації. Однозначно, що більш достовірні результати стосовно режимів роботи електричних двигунів

ВП можна отримати на підставі розв'язку системи диференціальних рівнянь, які описують процеси в динамічних режимах роботи (пуску, вибігу, самозапуску і т. ін.) із застосуванням сучасних комп'ютерних систем. Крім цього, аналіз стану справ в питанні експлуатації електричних станцій вказує на те, що, з одного боку, в практичній діяльності обслуговувальний персонал здебільшого користується лише нормативними матеріалами і документами, а тому не завжди вникає в сутність законності перебігу електромеханічних і електромеханічних процесів ЕД конкретних агрегатів в різних їх режимах роботи за конкретних обставин, а, з іншого боку, провести фізичний експеримент на предмет аналізу режимів роботи електричних двигунів ВП в умовах функціонування енергоблоку не лише складно, але й часто не можливо.

Наведене вище дає підстави стверджувати, що розробка засобів аналізу режимів роботи електричних двигунів власних потреб ТЕС, якими слугують математичні моделі і відповідні їм програмні комплекси є актуальною науково-практичною проблемою.

Задачі досліджень. Підвищення надійності та ефективності роботи теплових електричних станцій можливе лише через максимальне використання знань в контексті закономірностей перебігу електромеханічних і електромеханічних процесів, які відбуваються першочергово в турбогенераторах, а також в системах електричних двигунів механізмів власних потреб під час їх роботи в нормальних і аварійних режимах з врахуванням особливостей умов та стану цих двигунів (схем з'єднання та конкретних ситуації стосовно системи ВП електростанцій у взаємозв'язку її елементів між собою). Результати наукових досліджень, отриманих у літературних джерелах (включно з наведеними тут) дають змогу лише у загальних рисах і переважно якісно оцінювати режими роботи ЕД. Поєднання передових теорій математичного моделювання в області електроенергетики і електромеханіки з можливостями сучасних інформаційних технологій дасть змогу розробити математичні моделі високого рівня адекватності, на підставі яких, своєю чергою, створити відповідний комплекс програм, за допомогою якого можна оперативно виконувати розрахунок необхідних режимів роботи та оперативно приймати рішення стосовно позитивного впливу на роботу двигунів.

Отже, **завданням статті** є розробка математичної моделі системи двох короткозамкнених асинхронних двигунів димотягів енергоблоку теплових електричних станцій, які живляться від трансформатора власних потреб, та відповідного програмного забезпечення, призначеного для оперативного аналізу режимів роботи цих двигунів за допомогою сучасної комп'ютерної техніки.

Виклад основного матеріалу. В реальних умовах роботи окремих енергоблоків ТЕС димотяги одного котлоагрегату приводяться в рух двома короткозамкненими електричними двигунами. Для досягнення рівня адекватності математичного моделювання системи двигунів димотягів достатнього для практичних потреб необхідно моделювати процеси не лише самих двигунів, але й в трансформаторі власних потреб (ТВП) енергоблоку, від якого живляться

двигуни. Це дасть змогу повніше відобразити умови роботи двигунів, а також надасть можливість моделювання процесів, які відбуваються в двигунах під час втрати і відновлення робочого електроживлення ТВП та зв'язаних з цим режимів самозапуску асинхронних двигунів.

Виходячи з таких міркувань, за об'єкт дослідження прийнято електротехнічний комплекс, схема електричного кола якого зображена на рис. 1.

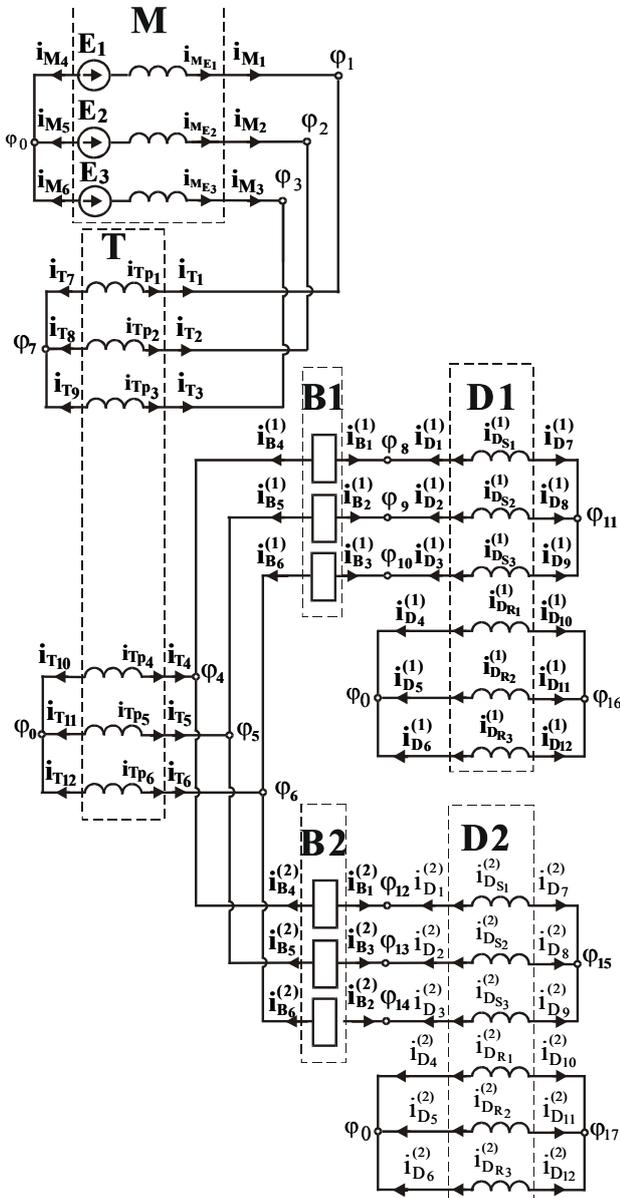


Рис. 1. Схема електричного кола електротехнічного комплексу «Електрична мережа – трансформатор – два асинхронні двигуни»

З цього рисунку видно, що електричні двигуни димотягів живляться від вторинної обмотки трансформатора власних потреб через вимикачі, а первинна обмотка трансформатора живиться від електричної мережі, якою представлено турбогенератор. На рис. 1 літерою М позначено трифазну електричну мережу; літерою Т позначено ТВП; написами В1, В2 – вимикачі, через які підключаються обмотки статорів асинхронних двигунів до вторинної обмотки ТВП, а написами D1, D2 – два асинхронні двигуни димотягів.

Літерою φ позначено потенціали незалежних вузлів схеми, літерою «i» – струми фазних гілок структурних елементів, а літерою E – електрорушійну силу мережі. В нижніх індексах числами позначено номери незалежних вузлів, номери фазних гілок структурних елементів схеми, а також номери зовнішніх гілок структурних елементів. Буквами М, Т у нижніх індексах позначено належність струмів до зовнішніх гілок мережі і трансформатора, а надписами E_E та T_P – належність до внутрішніх струмів мережі та трансформатора. Буквами S, R у нижніх індексах позначено належність струмів до статорів і роторів асинхронних двигунів, а буквою D – до струмів зовнішніх гілок асинхронних двигунів.

Математичну модель електротехнічного комплексу (ЕТК) «Трифазна електрична мережа – трансформатор – два асинхронні двигуни» (ЕМ – Т – АД) розробимо на базі теорії математичного моделювання електромашинно-вентильних систем [6] та низки інших напрацювань, викладених у [2, 8]. Отже, математичною моделлю ЕТК «ЕМ – Т – АД» є система диференціальних рівнянь електричного стану для схеми рис. 1 та диференціальних рівнянь механічного стану для асинхронних двигунів і димотягів. Перша система рівнянь описує електромагнітні процеси всієї схеми рис. 1, а друга – електромеханічні процеси, які відбуваються в асинхронних двигунах. Система рівнянь електричного стану записана у фазних координатах і орієнтована на явні методи числового інтегрування.

Кожен із структурних елементів (електрична мережа, трансформатор, вимикачі та асинхронні двигуни) представлені багатополюсниками у вигляді рівнянь, записаних за другим законом Кірхгофа. Розглянемо математичні моделі структурних елементів.

Математичну модель першого асинхронного двигуна розроблено згідно з [2, 6, 8]. Електромагнітні та електромеханічні процеси опишемо системою диференціальних рівнянь електричної рівноваги та диференціальним рівнянням механічної рівноваги відповідно. Першу групу рівнянь формуємо на базі законів Кірхгофа, а механічну рівновагу опишемо рівнянням Даламбера.

Отже, електричний стан першого асинхронного двигуна опишемо векторним рівнянням зовнішніх гілок, яке має такий вигляд [6]:

$$p i_D^{(1)} + \Gamma_D^{(1)} \cdot \varphi_D^{(1)} + C_D^{(1)} = 0, \quad (1)$$

де $p = d/dt$ – оператор диференціювання за часом t ;

$$i_D^{(1)} = (i_{D1}^{(1)}, i_{D2}^{(1)}, i_{D3}^{(1)}, i_{D4}^{(1)}, i_{D5}^{(1)}, i_{D6}^{(1)}, i_{D7}^{(1)}, i_{D8}^{(1)}, i_{D9}^{(1)}, i_{D10}^{(1)}, i_{D11}^{(1)}, i_{D12}^{(1)})$$

– вектор струмів зовнішніх гілок;

$$\varphi_D^{(1)} = (\varphi_{D1}^{(1)}, \varphi_{D2}^{(1)}, \varphi_{D3}^{(1)}, \varphi_{D4}^{(1)}, \varphi_{D5}^{(1)}, \varphi_{D6}^{(1)}, \varphi_{D7}^{(1)}, \varphi_{D8}^{(1)}, \varphi_{D9}^{(1)}, \varphi_{D10}^{(1)}, \varphi_{D11}^{(1)}, \varphi_{D12}^{(1)})$$

– вектор потенціалів зовнішніх вузлів;

$$\Gamma_D^{(1)} = \begin{bmatrix} (L_D^{(1)})^{-1} & -(L_D^{(1)})^{-1} \\ -(L_D^{(1)})^{-1} & (L_D^{(1)})^{-1} \end{bmatrix}; C_D^{(1)} = \begin{bmatrix} (L_D^{(1)})^{-1} \\ -(L_D^{(1)})^{-1} \end{bmatrix} \times E_D^{(1)} \quad (2)$$

– матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів.

Компоненти матриці коефіцієнтів (2) мають таку структуру

$$L_D^{(1)} = \begin{bmatrix} L_{S,S}^{(1)} & L_{S,R}^{(1)} \\ L_{R,S}^{(1)} & L_{R,R}^{(1)} \end{bmatrix}, \quad (3)$$

де $L_{S,S}^{(0)}$ – матриця власних індуктивностей контурів статора; $L_{S,R}^{(0)}, L_{R,S}^{(0)}$ – матриці взаємних індуктивностей між контурами статора і ротора та між контурами ротора і статора відповідно; $L_{R,R}^{(0)}$ – матриця власних індуктивностей контурів ротора.

Компоненти вектора вільних членів з (2) мають таку структуру $E_D^{(1)} = L_{D,S,R}^{(1)} \cdot i_{D,R}^{(1)} + R_{D,S}^{(1)} \cdot i_{D,S}^{(1)}$, де $L_{D,S,R}^{(1)}$ – похідна матриці $L_{D,S,R}^{(0)}$ за кутом повороту ротора двигуна $\gamma_D^{(1)}$; $R_{D,S}^{(1)} = \text{diag}(R_{D,S_1}^{(1)}, R_{D,S_2}^{(1)}, R_{D,S_3}^{(1)})$ – діагональна матриця фазних активних опорів статора; $i_{D,S}^{(1)} = (i_{D,S_1}^{(1)}, i_{D,S_2}^{(1)}, i_{D,S_3}^{(1)}) = (i_{D_1}^{(1)}, i_{D_2}^{(1)}, i_{D_3}^{(1)})$; $i_{D,R}^{(1)} = (i_{D,R_1}^{(1)}, i_{D,R_2}^{(1)}, i_{D,R_3}^{(1)}) = (i_{D_4}^{(1)}, i_{D_5}^{(1)}, i_{D_6}^{(1)})$ – вектори фазних струмів статора і ротора відповідно.

Механічні процеси, які відбуваються в асинхронному двигуні, опишемо диференціальним рівнянням механічної рівноваги. Для першого асинхронного двигуна це рівняння має такий вигляд:

$$(J_D^{(1)} + J_H^{(1)}) \cdot p\omega_D^{(1)} - (M_D^{(1)} - M_H^{(1)}) = 0, \quad (4)$$

де $J_D^{(1)}, J_H^{(1)}$ – момент інерції ротора двигуна та обертових частин його механічного навантаження відповідно; $p\omega_D^{(1)}$ – похідна механічної кутової швидкості обертання ротора двигуна за часом; $M_D^{(1)}$ – електромагнітний момент двигуна; $M_H^{(1)}$ – момент механічного навантаження на валу двигуна.

Момент механічного навантаження визначається за формулою:

$$M_H^{(1)} = M_{H_0}^{(1)} + K_{H_1}^{(1)} \cdot (\omega_H^{(1)})^{K_{H_2}^{(1)}}, \quad (5)$$

де $M_{H_0}^{(1)}$ – статичний механічний момент навантаження; $K_{H_1}^{(1)}$ – коефіцієнт пропорційності; $K_{H_2}^{(1)}$ – показник степеня кутової частоти обертання $\omega_H^{(1)}$.

Структура формули (5) дає змогу підбором числових значень окремих її елементів як вхідних даних здійснювати вибір потрібної механічної характеристики навантаження двигуна з поміж низки можливих.

Електричні схеми вимикачів зобразимо окремими системами трифазних гілок рис. 1. В математичних моделях вимикачів кожен з фаз представимо електричною гілкою, яка складається з послідовно з'єднаних активного опору і індуктивності, значення яких для ввімкненого стану вимикача приймаються малими (такими, що відповідають реальному значенням), а для розімкненого – великими, тобто такими, що відповідають розімкненому колу, в якому струму немає. При цьому перехід від розімкненого стану вимикача до увімкненого виконується миттєво (стрибком), а перехід від увімкненого стану до вимкненого – плавним збільшенням опору та індуктивності фазних гілок вимикача протягом певного заданого часу (який відповідає реальному часу комутації) за визначеним законом у функції часу. Тут передбачено лінійний закон збільшення опорів і індуктивностей фазних гілок вимикачів. Такий підхід дасть змогу зменшувати струм вимикача від певного значення, яке є на момент початку вимкнення вимикача до нуля.

Отже, електричний стан першого вимикача опишемо векторним рівнянням зовнішніх гілок, яке має такий вигляд:

$$p i_B^{(1)} + \Gamma_B^{(1)} \cdot \Phi_B^{(1)} + C_D^{(1)} = 0, \quad (6)$$

де $i_B^{(1)} = (i_{B_1}^{(1)}, i_{B_2}^{(1)}, i_{B_3}^{(1)}, i_{B_4}^{(1)}, i_{B_5}^{(1)}, i_{B_6}^{(1)})$ – вектор струмів зовнішніх гілок;

$\Phi_B^{(1)} = (\Phi_{B_1}^{(1)}, \Phi_{B_2}^{(1)}, \Phi_{B_3}^{(1)}, \Phi_{B_4}^{(1)}, \Phi_{B_5}^{(1)}, \Phi_{B_6}^{(1)})$ – вектор потенціалів зовнішніх вузлів;

$$\Gamma_B^{(1)} = \begin{bmatrix} (L_B^{(1)})^{-1} & - (L_B^{(1)})^{-1} \\ - (L_B^{(1)})^{-1} & (L_B^{(1)})^{-1} \end{bmatrix}; C_D^{(1)} = \begin{bmatrix} (L_B^{(1)})^{-1} \\ - (L_B^{(1)})^{-1} \end{bmatrix} \times E_B^{(1)} \quad (7)$$

– матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів, в яких $L_B^{(1)} = \text{diag}(L_{B_1}^{(1)}, L_{B_2}^{(1)}, L_{B_3}^{(1)})$ – діагональна матриця індуктивностей, $E_B^{(1)} = \text{colon}(R_{B_1}^{(1)} \cdot i_{B_1}^{(1)}, R_{B_2}^{(1)} \cdot i_{B_2}^{(1)}, R_{B_3}^{(1)} \cdot i_{B_3}^{(1)})$ – вектор-стовпець спаду напруг на опорах фаз вимикача.

Математичну модель трансформатора власних потреб представимо згідно з [6, 8] диференціальним рівнянням зовнішніх гілок, яке має такий вигляд:

$$p i_T + \Gamma_T \cdot \Phi_T + C_T = 0, \quad (8)$$

де $i_T = (i_{T_1}, i_{T_2}, i_{T_3}, i_{T_4}, i_{T_5}, i_{T_6}, i_{T_7}, i_{T_8}, i_{T_9}, i_{T_{10}}, i_{T_{11}}, i_{T_{12}})$ – вектор струмів зовнішніх гілок;

$\Phi_T = (\Phi_{T_1}, \Phi_{T_2}, \Phi_{T_3}, \Phi_{T_4}, \Phi_{T_5}, \Phi_{T_6}, \Phi_{T_7}, \Phi_{T_8}, \Phi_{T_9}, \Phi_{T_{10}}, \Phi_{T_{11}}, \Phi_{T_{12}})$ – вектор потенціалів зовнішніх вузлів;

$$\Gamma_T = \begin{bmatrix} (L_T)^{-1} & - (L_T)^{-1} \\ - (L_T)^{-1} & (L_T)^{-1} \end{bmatrix}; C_T = \begin{bmatrix} (L_T)^{-1} \\ - (L_T)^{-1} \end{bmatrix} \times E_T \quad (9)$$

– матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів, в яких L_T – матриця індуктивностей розміром 6×6 ;

$$E_T = (R_{Tp_1} \cdot i_{Tp_1}, R_{Tp_2} \cdot i_{Tp_2}, R_{Tp_3} \cdot i_{Tp_3}, R_{Tp_4} \cdot i_{Tp_4}, R_{Tp_5} \cdot i_{Tp_5}, R_{Tp_6} \cdot i_{Tp_6})$$

– вектор-стовпець спаду напруг на опорах фазних гілок трансформатора.

Електричну мережу представимо системою трифазних гілок, кожна з яких складається з послідовно з'єднаних активного опору, індуктивності та електрорушійної сили змінного струму. Фази електрорушійних сил зсунуті на 120 градусів. Рівняння зовнішніх гілок трифазної електричної мережі має такий вигляд:

$$p i_M + \Gamma_M \cdot \Phi_M + C_M = 0, \quad (10)$$

де $i_M = (i_{M_1}, i_{M_2}, i_{M_3}, i_{M_4}, i_{M_5}, i_{M_6})$ – вектор струмів зовнішніх гілок; $\Phi_M = (\Phi_{M_1}, \Phi_{M_2}, \Phi_{M_3}, \Phi_{M_4}, \Phi_{M_5}, \Phi_{M_6})$ – вектор потенціалів зовнішніх вузлів;

$$\Gamma_M = \begin{bmatrix} (L_M)^{-1} & - (L_M)^{-1} \\ - (L_M)^{-1} & (L_M)^{-1} \end{bmatrix}; C_M = \begin{bmatrix} (L_M)^{-1} \\ - (L_M)^{-1} \end{bmatrix} \times E_M \quad (11)$$

– матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів, в яких $L_M = \text{diag}(L_{M_1}, L_{M_2}, L_{M_3})$ – діагональна матриця індуктивностей;

$$E_M = (R_{M_1} \cdot i_{M_1} - e_{M_1}, R_{M_2} \cdot i_{M_2} - e_{M_2}, R_{M_3} \cdot i_{M_3} - e_{M_3})$$

– вектор-стовпець вільних членів, а

$e_{M_j} = E_m \sin(\omega \cdot t - (j-1) \cdot \rho)$ ($j = 1, 2, 3$), де E_m – амплітуда електрорушійної сили мережі; $\rho = 2 \cdot \pi / 3$.

Математичні моделі другого асинхронного двигуна і другого вимикача є ідентичними до моделей першого двигуна та першого вимикача відповідно.

Повна система рівнянь електричного стану записується в базисі потенціалів незалежних вузлів схеми рис. 1 і згідно з [6] має такий вигляд:

$$A \cdot \varphi + B = 0, \quad (12)$$

де A, B – матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів; $\varphi = (\varphi_1, \varphi_2, \dots, \varphi_{17})$ – вектор потенціалів незалежних вузлів схеми рис. 1.

Матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів система рівнянь (12) формуються з матриць коефіцієнтів, векторів вільних членів (2), (7), (9), (10) та матриць інцидентії структурних елементів схеми рис. 1 згідно з [6] за формулами:

$$A = \Pi_M \cdot \Gamma_M \cdot \Pi'_M + \Pi_T \cdot \Gamma_T \cdot \Pi'_T + \Pi_B^{(1)} \cdot \Gamma_B^{(1)} \cdot \Pi_B^{t(1)} + \Pi_B^{(2)} \cdot \Gamma_B^{(2)} \cdot \Pi_B^{t(2)} + \Pi_D^{(1)} \cdot \Gamma_D^{(1)} \cdot \Pi_D^{t(1)} + \Pi_D^{(2)} \cdot \Gamma_D^{(2)} \cdot \Pi_D^{t(2)}; \quad (13)$$

$$B = \Pi_M \cdot C_M + \Pi_T \cdot C_T +$$

$$+ \Pi_B^{(1)} \cdot C_B^{(1)} + \Pi_B^{(2)} \cdot C_B^{(2)} + \Pi_D^{(1)} \cdot C_D^{(1)} + \Pi_D^{(2)} \cdot C_D^{(2)},$$

де

$$\Gamma_M, \Gamma_T, \Gamma_B^{(1)}, \Gamma_B^{(2)}, \Gamma_D^{(1)}, \Gamma_D^{(2)}; \quad (14)$$

$$C_M, C_T, C_B^{(1)}, C_B^{(2)}, C_D^{(1)}, C_D^{(2)}$$

– матриці коефіцієнтів і вектори вільних членів електричної мережі, трансформатора, вимикачів і асинхронних двигунів;

$$\Pi_M, \Pi_T, \Pi_B^{(1)}, \Pi_B^{(2)}, \Pi_D^{(1)}, \Pi_D^{(2)} \quad (15)$$

– матриці інцидентії електричної мережі, трансформатора, вимикачів та асинхронних двигунів, які описують топологію електричного кола схеми рис. 1; а

$$\Pi'_M, \Pi'_T, \Pi_B^{t(1)}, \Pi_B^{t(2)}, \Pi_D^{t(1)}, \Pi_D^{t(2)}$$

– матриці, транспоновані до матриць інцидентії (15).

Алгоритм розрахунку електромагнітних і електромеханічних процесів. Основними вхідними даними слугують каталожні параметри: трансформатора власних потреб, асинхронних двигунів димотягів та електричної мережі, а також початкові умови, які систематизовані у вектор інтегрованих змінних, що має таку структуру:

$$V = (V_M, V_T, V_B^{(1)}, V_B^{(2)}, V_D^{(1)}, V_D^{(2)}, t) = (i_{ME1}, i_{ME2}, i_{ME3}, i_{Tp1}, i_{Tp2}, i_{Tp3}, i_{Tp4}, i_{Tp5}, i_{Tp6}, i_{B1}^{(1)}, i_{B2}^{(1)}, i_{B3}^{(1)}, i_{B1}^{(2)}, i_{B2}^{(2)}, i_{B3}^{(2)}, i_{DS1}^{(1)}, i_{DS2}^{(1)}, i_{DS3}^{(1)}, i_{DR1}^{(1)}, i_{DR2}^{(1)}, i_{DR3}^{(1)}, \gamma_D^{(1)}, \omega_D^{(1)}, i_{DS1}^{(2)}, i_{DS2}^{(2)}, i_{DS3}^{(2)}, i_{DR1}^{(2)}, i_{DR2}^{(2)}, i_{DR3}^{(2)}, \gamma_D^{(2)}, \omega_D^{(2)}, t). \quad (16)$$

Основними пунктами алгоритму розрахунку процесів є такі дії:

- на підставі початкових умов вектора V (16) і каталожних даних, формуються матриці коефіцієнтів та вектори вільних членів структурних елементів і через них матриця коефіцієнтів A та вектор вільних членів B системи рівнянь електричного стану (12), яка розв'язується стосовно вектора φ ;

- на зворотному ході на підставі вектора φ , визначають вектор інтегрування pV , який дорівнює похідній вектора інтегрованих змінних V (16) за часом t ($pV=dV/dt$);

- одним з явних методів чисельного інтегрування, на підставі вектора інтегрування pV та кроку інтегрування Δt , визначають нове значення вектора V ;

- описана процедура продовжується до виходу поточного часу інтегрування t за межі кінцевого.

На підставі описаної вище математичної моделі і алгоритму розроблено програмний комплекс мовою програмування FORTRAN, який дає змогу за допомогою комп'ютерів розраховувати електромагнітні і електромеханічні процеси, що відбуваються в електротехнічному комплексі системи димотягів ТЕС.

Нижче наведемо узагальнений аналіз режимів роботи асинхронних двигунів димотягів теплових електростанцій на підставі отриманих результатів математичного моделювання.

В практиці експлуатації режими роботи асинхронних двигунів димотягів визначаються режимом роботи енергоблоку ТЕС. Залежно від обсягу видачі електроенергії в енергосистему необхідно приводити у відповідність потужність котельного агрегату, а значить і роботу димотягів. Це означає, що двигуни повинні забезпечувати збалансовану продуктивність димотягів, яка визначається режимами роботи двигунів включно з їх періодичним відмиканням. Виходячи з цього, практичний інтерес стосовно роботи двигунів димотягів становить режим, у якому передбачено вмикання та відмикання окремих двигунів, що надасть інформацію про пускові режими та режими вибігу. Окрім цього, важливо моделювати режим короткочасної втрати напруги на трансформаторі власних потреб з перемиканням на резервне живлення та подальшим самозапуском двигунів.

Отже, моделювання електромагнітних і електромеханічних процесів виконаємо для такого режиму роботи асинхронних двигунів димотягів: на початку (у моменті часу $t_1=0$ с) виконується одночасний пуск обидвох АД. У момент часу $t_2=5$ с припиняється подача напруги на трансформатор ВП у продовж проміжку часу $\Delta t=0,2$ с. У момент часу $t_3=7$ с відмикається перший двигун, а в момент часу $t_4=20$ с він знову вмикається. У момент часу $t_5=26$ с вимикається обидва асинхронні двигуни. Такий режим роботи двигунів димотягів дасть змогу охопити всі практично важливі етапи їх роботи включно з груповим вибігом і, водночас, оцінити можливості запропонованої математичної моделі і відповідного програмного комплексу.

Виконаємо розрахунок електромагнітних і електромеханічних процесів двигунів димотягів 11-го енергоблоку Бурштинської ТЕС. Потужність цих двигунів становить 1500 кВт і 850 кВт, а кількість полюсів відповідно дорівнює 8 та 10.

Вхідними даними слугують каталожні дані асинхронних двигунів, трансформатора власних потреб та електричної мережі, а також початкові умови, якими слугує вектор інтегрованих змінних (16). Окрім цього, до вхідних даних належить інформація допоміжного характеру, яка визначає режими роботи програмного комплексу (крок інтегрування, кінцевий час інтегрування і т. ін.).

Результатами моделювання слугують розрахункові залежності від часу миттєвих значень потенціалів незалежних вузлів, фазних струмів трансформатора, фазних струмів статора і ротора, швидкості обертання двигунів, а також електромагнітних моментів двигунів і механічних моментів опору димотягів.

На рис. 2. зображено розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів статора першого двигуна. Форма кривих фазних струмів статора відображає весь робочий цикл двигуна (проміжки часу його роботи та зупинки), а також характер пускових перехідних процесів. На рис. 3. зображено розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів ротора першого двигуна, які в додаток до струмів статора доповнюють інформацію про особливості перебігу електромагнітних процесів першого асинхронного двигуна у якісному і кількісному співвідношенні. Криві струмів ротора важливі тим, що саме в роторі відбувається електромагнітне перетворення енергії.

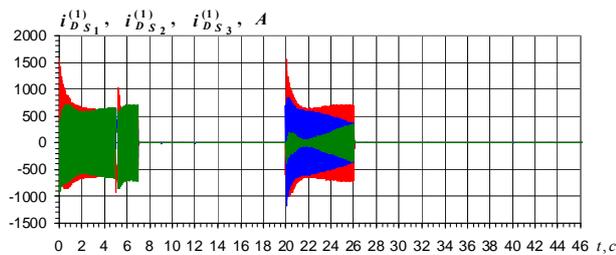


Рис. 2. $i_{D_{S1}}^{(1)}, i_{D_{S2}}^{(1)}, i_{D_{S3}}^{(1)}$ – фазні струми обмотки статора D1

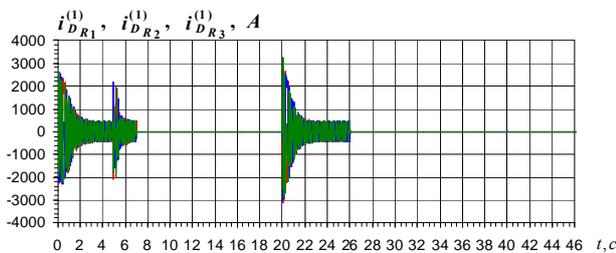


Рис. 3. $i_{D_{R1}}^{(1)}, i_{D_{R2}}^{(1)}, i_{D_{R3}}^{(1)}$ – фазні струми обмотки ротора D1

На рис. 4, 5 відповідно зображено розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів статора та ротора другого двигуна. Криві цих струмів виразно відображають взаємний вплив роботи асинхронних двигунів один на одного. А проявляється цей вплив через зміну величин струмів одного двигуна залежно від стану другого (коли він увімкнений чи вимкнений). З рис. 4, 5 видно, що струми другого двигуна більші коли перший вимкнений.

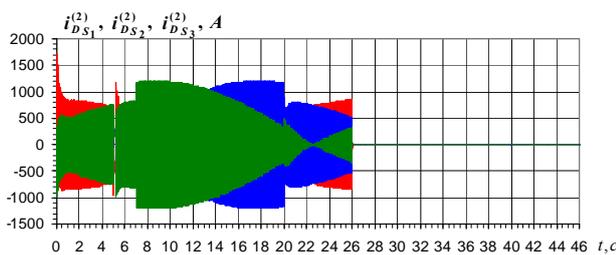


Рис. 4. $i_{D_{S1}}^{(2)}, i_{D_{S2}}^{(2)}, i_{D_{S3}}^{(2)}$ – фазні струми обмотки статора D2

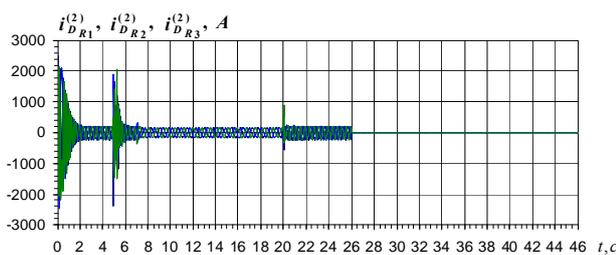


Рис. 5. $i_{D_{R1}}^{(2)}, i_{D_{R2}}^{(2)}, i_{D_{R3}}^{(2)}$ – фазні струми обмотки ротора D2

Наведені на рис. 2-5 залежності струмів характеризують закономірності електромагнітних процесів. Але для оцінки роботопридатності двигунів димотягів необхідно мати достовірну інформацію про закономірності перебігу електромеханічних процесів. Такою інформацією слугують розрахункові залежності електромагнітних моментів двигунів і механічних моментів опору димотягів, які для першого та другого двигунів відповідно зображені на рис. 6, 7.

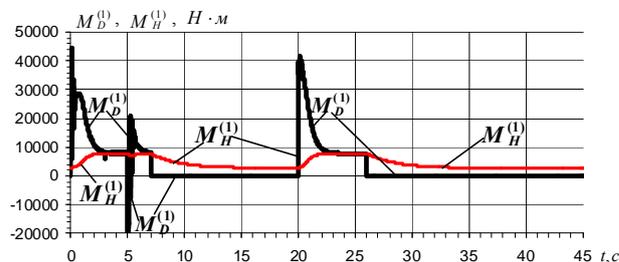


Рис. 6. $M_D^{(1)}, M_H^{(1)}$ – електромагнітний момент першого двигуна та механічний момент опору його димотяга

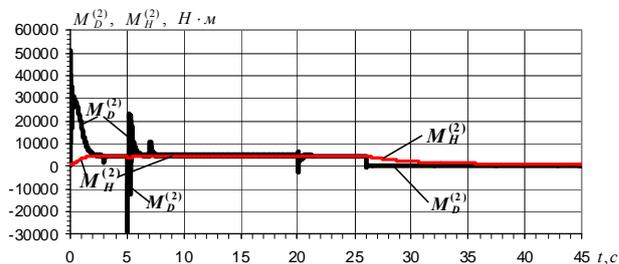


Рис. 7. $M_D^{(2)}, M_H^{(2)}$ – електромагнітний момент другого двигуна та механічний момент опору його димотяга

З цих рисунків видно, що характер кривих електромагнітних моментів відображає закономірності перебігу електромагнітних процесів асинхронних двигунів. На початковій стадії пускового перехідного процесу електромагнітні моменти двигунів мають знакозмінний характер. Це пояснюється великим (близьким до одиниці) значенням ковзання асинхронних двигунів. В міру набирання обертів значення електромагнітних моментів виходять із зони знакозмінності і набувають більш стійкого значення, а в усталеному режимі постійного.

Для отримання коректних результатів стосовно роботи асинхронних двигунів важливо мати не лише функційні залежності електромагнітних моментів двигунів, але й криві моментів механізмів, які приводяться в рух двигунами. Механічні моменти опорів димотягів та дугтевих механізмів змінюються за вентиляторною характеристикою, тобто пропорційно квадрату швидкості обертання. Значення статичного механічного моменту для таких агрегатів є дуже малим відносно механічного моменту в номінальному режимі і дорівнює моменту тертя. Усталеного значення криві механічних моментів вентиляторів димотягів набувають в точці зрівноваження електромагнітних моментів електричних двигунів з механічними моментами опорів вентиляторів, що виразно ілюструють криві на рис. 6, 7.

Продуктивність димотягів визначається частотою їх обертання. Тому з погляду практики експлуатації двигунів димотягів енергоблоків теплових електростанцій важливою є закономірність зміни частоти обертання роторів асинхронних двигунів.

Швидкості обертання роторів асинхронних двигунів визначаються частотою напруги живлення і кількістю пар полюсів. А, з другого боку, на частоту обертання роторів АД має вплив значення механічного моменту навантаження. Тому частота обертання двигунів димотягів визначається результуючою дією цих двох чинників. На рис. 8 зображені розрахункові залежності від часу частоти обертання роторів (у радіанах за секунду) двох асинхронних двигунів $\omega_D^{(1)} = \omega_D^{(1)}(t)$ – першого та $\omega_D^{(2)} = \omega_D^{(2)}(t)$ – другого.

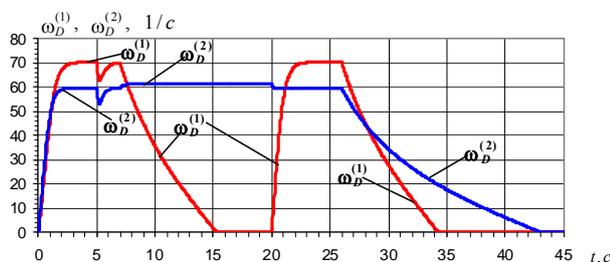


Рис. 8. $\omega_D^{(1)}$, $\omega_D^{(2)}$ – механічна кутова частота обертання роторів асинхронних двигунів

Характер кривих на рис. 8 дає доволі повну і предметну інтегральну картину функціонування агрегатів димотягів загалом, а також під час пускових режимів двигунів та під час режимів їх вибігу, зокрема. Адже, вони відображають продуктивність роботи димотягів не лише в згаданих режимах, але й взаємний вплив їх роботи, а також відображають їх роботу під час втрати живлення ТВП. Взаємний вплив двигунів проявляється в збільшенні частоти обертання другого двигуна на проміжку часу, коли перший двигун вимкнений (проміжок часу від $t = 7$ с до $t = 20$ с, див. рис. 9). Характер кривих на рис. 9 дає змогу визначити час вибігу двигунів, який залежить від моменту інерції махових мас та характеристики механічного навантаження.

Димотяги належать до відповідальних агрегатів власних потреб, тому електричні двигуни димотягів включаються в список цих, які підлягають самозапуску. Виходячи з цього, для практики експлуатації важливо мати достовірну інформацію про закономірності перебігу електромагнітних і електромеханічних процесів під час замозапуску. Як зазначалося вище, в нашому експерименті передбачено виконання самозапуску після перерви живлення, яка дорівнює 0,2 с. В цій ситуації важливо мати функційні залежності від часу частоти обертання та струмів контурів двигунів. Характер кривих частоти обертання двигунів під час самозапуску двигунів ілюструє рис. 8, з якого легко визначити глибину провалу цих координат на проміжку часу втрати напруги, а також час відновлення номінальної частоти обертання двигунів після повторної подачі напруги.

Більш повну інформацію про режим самозапуску можна отримати якщо проаналізувати закономірності електромагнітних процесів на підставі аналізу функційних залежностей миттєвих значень фазних струмів статора і ротора асинхронних двигунів. На рис. 9, 10 зображені розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів статора і ротора першого асинхронного двигуна. З рис. 9 видно, що протягом проміжку часу втрати напруги фазні струми мають аперіодичний характер з тенденцією до зменшення їх значення, а після відновлення напруги характерною є наявність

вільних аперіодичних складових, які є меншими, а ніж під час пуску двигуна зі стану спокою. Натомість струми ротора на проміжку втрати напруги мають синусоїдну форму, а їх амплітуда має тенденцію до зменшення.

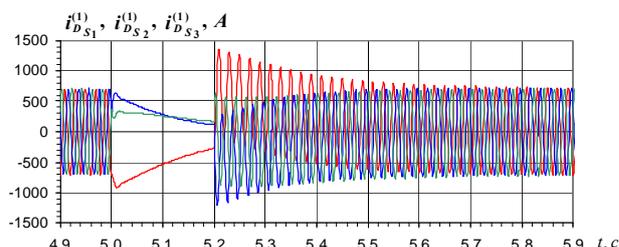


Рис. 9. $i_{D_{S1}}^{(1)}$, $i_{D_{S2}}^{(1)}$, $i_{D_{S3}}^{(1)}$ – фазні струми обмотки статора D1

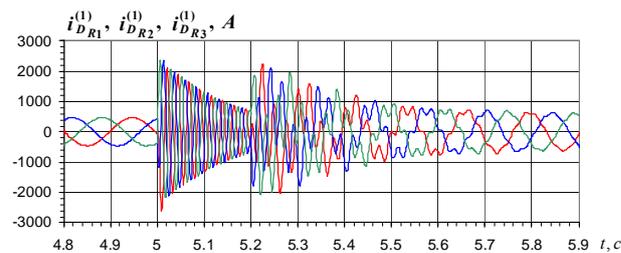


Рис. 10. $i_{D_{R1}}^{(1)}$, $i_{D_{R2}}^{(1)}$, $i_{D_{R3}}^{(1)}$ – фазні струми обмотки ротора D1

На рис. 11 та 12 зображені розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів статора і ротора другого асинхронного двигуна.

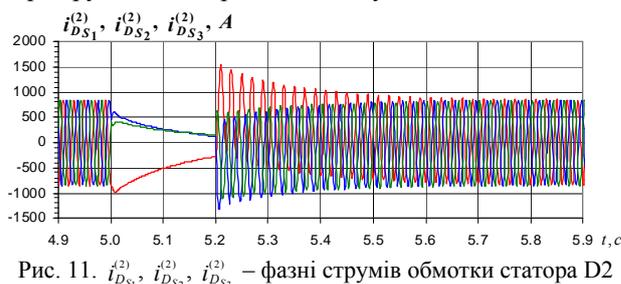


Рис. 11. $i_{D_{S1}}^{(2)}$, $i_{D_{S2}}^{(2)}$, $i_{D_{S3}}^{(2)}$ – фазні струми обмотки статора D2

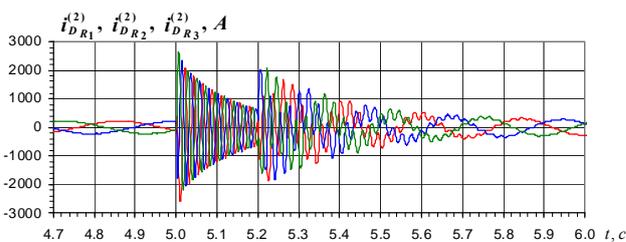


Рис. 12. $i_{D_{R1}}^{(2)}$, $i_{D_{R2}}^{(2)}$, $i_{D_{R3}}^{(2)}$ – фазні струми обмотки ротора D2

Подібних результатів експериментів спостерігати не вдалося, а тому, на думку автора, вони становлять предмет наукової новизни. Результати таких математичних експериментів дають змогу оцінити умови самозапуску на предмет можливості його успішного виконання, що становить практичну значимість.

Закономірності зміни фазних струмів другого двигуна подібні до першого, а тому аналізувати їх окремо нема потреби.

Висновки.

1. Аналіз наукових літературних джерел показує, що на сьогодні дослідження режимів роботи двигунів димотягів ТЕС виконується лише в контексті агрегатів власних потреб загалом на базі основних положень класичної теорії електричних машин без засто-

сування системи диференціальних рівнянь для опису динамічних режимів роботи двигунів, що істотно знижує можливості отримання достовірних результатів. Тому, розробка спеціальних засобів дослідження режимів роботи двигунів димотягів ТЕС у вигляді математичних моделей як системи диференціальних рівнянь електричного і механічного стану двигунів димотягів ТЕС та відповідного програмного комплексу є актуальною науково-практичною проблемою.

2. Розроблено математичну модель системи асинхронних двигунів димотягів, яка враховує найважливіші чинники, що впливають на перебіг електромагнітних і електромеханічних процесів: нелінійності електромагнітних зв'язків контурів двигунів, взаємний вплив двигунів і трансформатора власних потреб, вплив втрати та відновлення напруги живлення, а також взаємний вплив двигуна і механізму, який приводиться в рух двигуном.

3. На базі математичної моделі розроблено програмний комплекс, який дає змогу в умовах експлуатації ТЕС виконувати дослідження практично необхідних режимів роботи системи асинхронних двигунів димотягів. Математична модель і програмний комплекс дають змогу моделювати електромагнітні і електромеханічні процеси в симетричних і несиметричних, усталених і динамічних режимах роботи.

4. За допомогою розробленого програмного комплексу виконано дослідження електромагнітних і електромеханічних процесів асинхронних двигунів димотягів ТЕС в найважливіших режимах роботи. Зокрема, досліджено пускові режими, режим самозапуску після втрати та відновлення напруги, а також отримано якісні і кількісні параметри вибігу двигунів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Аббасов Э.М., Голоднов Ю.М., Зильберман В.А., Мурзаков А.Г. Собственные нужды тепловых электростанций / Под ред. Ю.М. Голоднова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 272 с.
2. Васильв К.М. Методи і моделі аналізу процесів автономних систем електроживлення на базі асинхронізованого генератора з безконтактним каскадним модульованим збуджувачем: дис. доктора техн. наук: 05.09.03 / Васильв Карл Миколайович. – К., 2010. – 398 с.
3. Курбангалиев У.К. Самозапуск двигателей собственных нужд электростанций. – М.: Энергоиздат, 1982. – 56 с.
4. Лагутин В.М., Тептя В.В., Вишневський С.Я. Власні потреби електричних станцій. Навчальний посібник. – Вінниця: ВНТУ, 2008. – 102 с.
5. Неклепаев Б.Н. Электрическая часть электростанций и подстанций. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 640 с.
6. Плахтына Е.Г. Математическое моделирование электромашино-вентильных систем. – Львов: Вища шк. Изд-во при Львов. ун-те, 1986. – 164 с.
7. Сыромиятников И.А. Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей / Под ред. Л. Г. Мамиконянца. – 4-е изд., переработ. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 240 с.
8. Фильц Р.В. Математические основы теории электромеханических преобразователей. – К.: Наукова думка, 1979. – 208 с.
9. Электрическая часть станций и подстанций / Под ред. А. А. Васильева. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 576 с.

REFERENCES

1. Abbasov E.M., Golodnov Yu.M., Zil'berman V.A., Murza-kov A.G. *Sobstvennye nuzhdy teplovykh elektrostantsii* [Own needs of thermal power plants]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991. 272 p. (Rus).
2. Vasylyv K.M. *Metody i modeli analizu protsesiv avtonomnykh system elektrozhyvlennya na bazi asynkhronizovanoho heneratora*

z bezkontaktnym kaskadnym modul'ovanyim zbudzhuvachem. Diss. dokt. techn. nauk [Methods and models for analyzing the processes of autonomous power supply systems based on an asynchronous generator with a noncontact cascade modulated exciter. Doc. tech. sci. diss.]. Kyiv, 2010. 398 p. (Ukr).

3. Kurbangaliev U.K. *Samozapusk dvigatelei sobstvennykh nuzhd elektrostantsii* [Self-starting engines for power plants own needs]. Moscow, Energoizdat Publ., 1982. 56 p. (Rus).
4. Lahutin V.M., Teptya V.V., Vyshnevs'kyi S.Ya. *Vlasni potreby elektrychnykh stantsiy* [Own needs of power plants]. Vinnytsya, VNTU Publ., 2008. 102 p. (Ukr).
5. Neklepaev B.N. *Elektricheskaya chast' elektrostantsii i podstantsii* [Electric part of power plants and substations]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 640 p. (Rus).
6. Plakhtyna E.G. *Matematicheskoe modelirovanie elektromashinno-ventil'nykh sistem* [Mathematical modeling of electro-machine-valve systems]. Lviv, Vishcha shkola Publ., 1986. 164 p. (Rus).
7. Syromiatnikov I.A. *Rezhimy raboty asinkhronnykh i sinkhronnykh dvigatelei* [Modes of operation of asynchronous and synchronous motors]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1984. 240 p. (Rus).
8. Fil'ts R.V. *Matematicheskie osnovy teorii elektromekhanicheskikh preobrazovatelei* [Mathematical foundations of the theory of electromechanical transducers]. Kyiv, Naukova dumka Publ., 1979. 208 p. (Rus).
9. Vasil'eva A.A. *Elektricheskaya chast' stantsii i podstantsii* [Electrical part of stations and substations]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1990. 576 p. (Rus).

Надійшла (received) 30.05.2017

Васильв Карл Миколайович, д.т.н., проф.,
Національний університет «Львівська політехніка»,
79013, Львів, вул. С. Бандери, 28а,
тел/phone +38 032 2226403, e-mail: karl.vasylyv@gmail.com

K.M. Vasylyv

Lviv Polytechnic National University,
28a, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine.

A mathematical model of thermal power plants smoke exhausters induction motors system operation modes.

Purpose. Development of a model-software complex (MSC) for computer analysis of modes of the system of induction motors (IM) of smoke exhausters of thermal power plant (TPP), the basic elements of which are mathematical models and corresponding software written in the programming language FORTRAN. **Methodology.** Mathematical model serves as a system of differential equations of electrical and mechanical condition. The equation of electric state is written in phase coordinates based on Kirchhoff's laws, and mechanical condition described by the d'Alembert equation. **Mathematical model** focuses on explicit numerical integration methods. **Scientific novelty.** The equation of state of electrical connections takes into account the mutual electromagnetic circuits for transformer of own needs (TON) and induction motors and interdependence (in all possible combinations) between: TON (from which motors powered) and each of the two IM and blood pressure between themselves. The complex allows to simulate electromagnetic and electromechanical processes in transitional and steady, symmetric and asymmetric modes including modes of self-induction motors. **Results.** Complex is used for computer analysis of electromagnetic and electromechanical processes and established the basic laws of motion modes of starting, stopping and self-start of IM of smoke exhausters of the TPP unit. **Practical value.** The complex is suitable for computer analysis of modes of other similar units of own needs of thermal power plants. References 9, figures 12.

Key words: mathematic model, numerical methods, thermal power plant, induction motors.

А.О. Ткаченко

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОГРЕШНОСТИ АНАЛИТИЧЕСКОГО РАСЧЕТА МАГНИТНОГО ПОЛЯ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ ПРИ ДВУХСТОРОННЕМ ЗАМЫКАНИИ ЭКРАНОВ КАБЕЛЕЙ, ВЫЗВАННОЙ НЕРАВНОМЕРНОСТЬЮ ПЛОТНОСТИ ТОКА В ЭКРАНАХ

У роботі визначена відносна похибка аналітичного розрахунку індукції магнітного поля трифазного кабельної лінії, обумовлена нерівномірністю щільності струму в екранах одножильних кабелів. Похибка отримана шляхом порівняння чисельного розрахунку в програмному середовищі COMSOL Multiphysics з аналітичним методом розрахунку. Показано, що максимальні значення похибки не перевищують 8 %. Отримані значення похибки верифіковані шляхом тестування чисельного розрахунку та підтверджені результатами експерименту. Обґрунтовано коректність аналітичного розрахунку магнітного поля кабельних ліній в точках його нормування при двохсторонньому замиканні екранів кабелів, що виконується без урахування нерівномірності щільності струму в екранах кабелів. Бібл. 13, рис. 4, табл. 2.

Ключові слова: кабельна лінія, екран кабелю, двохстороннє заземлення, магнітне поле, похибка розрахунку.

В работе определена относительная погрешность аналитического расчета индукции магнитного поля трехфазной кабельной линии, обусловленная неравномерностью плотности тока в экранах одножильных кабелей. Погрешность получена путем сравнения численного расчета в программной среде COMSOL Multiphysics с аналитическим методом расчета. Показано, что максимальное значение погрешности не превышает 8 %. Полученные значения погрешности верифицированы путем тестирования численного расчета и подтверждены результатами эксперимента. Обоснована корректность аналитического расчета магнитного поля кабельных линий в точках его нормирования при двухстороннем замыкании экранов кабелей, выполняемого без учета неравномерности плотности тока в экранах кабелей. Библ. 13, рис. 4, табл. 2.

Ключевые слова: кабельная линия, экран кабеля, двухстороннее заземление, магнитное поле, погрешность расчета.

Введение. Задача расчета действующего значения индукции магнитного поля (МП) высоковольтных кабельных линий (КЛ), состоящих из одножильных кабелей [1, 2], возникает при их проектировании и необходима для ограничения МП по трассам КЛ до предельно допустимого уровня. В Украине этот уровень регламентируется нормативными документами [3, 4] и для жилой застройки составляет 10 мкТл над КЛ, на высоте 0,5 м от поверхности земли, и 0,5 мкТл в близлежащих жилых помещениях.

Определенную сложность представляет расчет индукции МП КЛ при двухстороннем заземлении [4], приводящем к двухстороннему замыканию экранов кабелей КЛ и индуцированию в них продольных токов [5, 6]. Известные инженерные методики расчета МП КЛ [1, 4, 5], для таких случаев, основаны на численных методах. При использовании этих методик, результаты расчета представляются в виде таблиц с ограниченным количеством дискретных значений расчетных величин, что вызывает трудности в их практическом применении при проектировании КЛ.

В [7] предложена аналитическая методика расчета МП КЛ при двустороннем замыкании собственных экранов кабелей, свободная от указанных выше недостатков, и позволяющая проводить расчет при любых параметрах КЛ. Однако эта методика не учитывает влияние на МП КЛ эффекта близости [8, 9], вызывающего неравномерность плотностей продольных токов в экранах кабелей КЛ, описание которых аналитически затруднительно. В связи с этим возникает задача определения погрешности аналитического расчета МП КЛ.

Целью работы является определение относительной погрешности аналитического расчета индукции МП трехфазных высоковольтных КЛ в точках ее

нормирования, обусловленной неравномерностью плотности тока в экранах кабелей КЛ при их двухстороннем замыкании.

Методика исследований. Искомую относительную погрешность ε аналитического расчета индукции МП КЛ определим как

$$\varepsilon = \left| 1 - \frac{B}{B_{num}} \right| \cdot 100\%, \quad (1)$$

где B – рассчитанное аналитически действующее значение магнитной индукции, без учета неравномерности плотности тока в экранах кабелей; B_{num} – точное действующее значение магнитной индукции, определенное с учетом неравномерности плотности тока.

Для определения B_{num} используется численный расчет, имеющий верифицированную относительную погрешность, которая существенно меньше погрешности, допустимой в инженерных расчетах.

Расчет магнитной индукции проводится для реальных высоковольтных КЛ [1, 4] в точке нормирования P для схем прокладки треугольником и в плоскости (рис. 1). Значение h изменяется от 0,5 м до 2 м с шагом 0,5 м, с учетом [3, 4]. При этом расстояние между осями кабелей КЛ d варьируется от 0,1 м до 0,3 м с шагом 0,1 м. Диаметр экранов кабелей D равен 55 мм и 70 мм, сечение экранов S – 100 мм², 200 мм² и 300 мм².

Численный расчет значений B_{num} . Для расчета B_{num} используется программный пакет *COMSOL Multiphysics* [10], относительная погрешность которого верифицирована в [5] при решении аналогичной задачи и не превышает 1 %. Расчетная модель, в отличие от [5], выполнена в соответствии с [11] и позволяет находить распределение индукции МП трех-

фазной КЛ с учетом неравномерности распределения плотности тока в экранах с меньшей погрешностью.

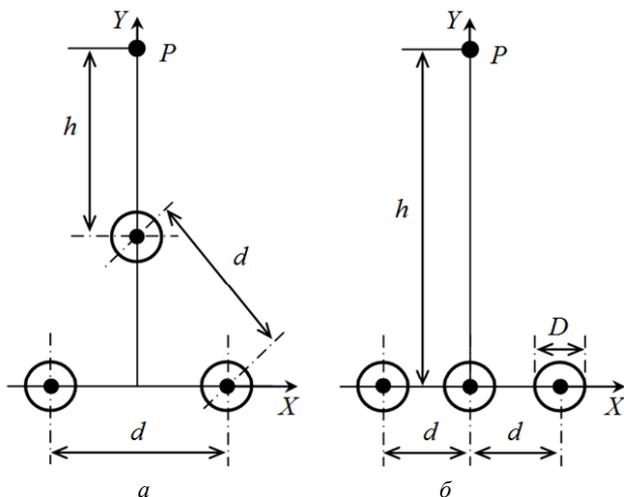


Рис. 1

При расчете приняты следующие допущения:

- 1) кабели КЛ бесконечно длинные и уложены параллельно друг другу;
- 2) КЛ работает в установившемся режиме, токи в жилах имеют частоту 50 Гц, равны по величине и сдвинуты по фазе друг относительно друга на 120°.

При этом МП КЛ является плоскопараллельным, что позволяет решать задачу в двухмерной постановке (рис. 2).

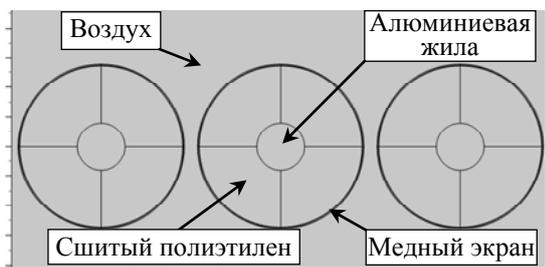


Рис. 2

Теоретической основой для описания принятой расчетной модели МП является уравнение закона полного тока в квазистационарном приближении [8, 12]. Принимая во внимание связь векторного потенциала с напряженностью магнитного поля и учитывая, что векторный потенциал имеет только одну ненулевую компоненту, это уравнение принимает вид:

$$\frac{\partial^2 \dot{A}_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \dot{A}_z}{\partial y^2} - j\mu_0\omega\sigma \dot{A}_z = 0,$$

где \dot{A}_z – комплексная амплитуда компоненты векторного потенциала электромагнитного поля по оси Z, направленной параллельно КЛ; j – мнимая единица; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; $\omega = 2\pi \cdot 50$ с⁻¹ – циклическая частота тока; σ – проводимость среды для которой записывается уравнение ($\sigma_{Al} = 3,8 \cdot 10^7$ См/м, $\sigma_{Cu} = 5,0 \cdot 10^7$ См/м, $\sigma_{air} = 0$ См/м).

При расчете используем интерфейс «Magnetic Fields», который входит в «AC/DC Module» [10] программного пакета. При построении двухмерной модели в декартовой системе координат для опции «Space Dimension» задавался вариант «2D».

Расчетная область представляет собой окружность диаметром $L=6$ м. Внутри неё находится КЛ и воздушное пространство. Для уменьшения размера расчетной области на периферии окружности располагается слой «Infinite element domains» толщиной $L/3$.

Расчетная модель каждого из трех кабелей состоит из алюминиевой жилы и медного экрана (рис. 2). Поскольку электрические проводимости внешней среды и сшитого полиэтилена пренебрежимо малы по сравнению с проводимостью экрана, их влияние на распределение плотности тока в экранах не учитывается.

Ток в каждой жиле КЛ задается при помощи функционала «Single-Turn Coil» в меню «Magnetic Fields». Для опции «Coil excitation» выбран вариант «Current», для которого:

$$\dot{i}_k^c = I_0 e^{j\phi_k},$$

где I_0 – амплитуда тока в жилах; $\phi_k = \{-2\pi/3, 0, 2\pi/3\}$ – фаза тока в жиле кабеля; $k = 1,3$ – номер кабеля.

На границах раздела сред с разными электрофизическими свойствами выполняются следующие условия:

$$\begin{cases} \dot{A}_z^i = \dot{A}_z, \\ \frac{\partial \dot{A}_z^i}{\partial n} = \frac{\partial \dot{A}_z}{\partial n}, \end{cases}$$

где n – единичный вектор нормали к поверхности границы раздела сред; верхний индекс i указывает на проводящую среду.

В области экранов использована сетка типа «Mapped» (рис. 3,б). Вдоль толщины экран разбивается на 20 элементов, а по периметру – на 200. В остальных областях используется сетка типа «Free Triangular» (рис. 3,а). Плотность сетки – «Extremely fine», минимальный размер элемента равняется 1/40 диаметра жилы кабеля.

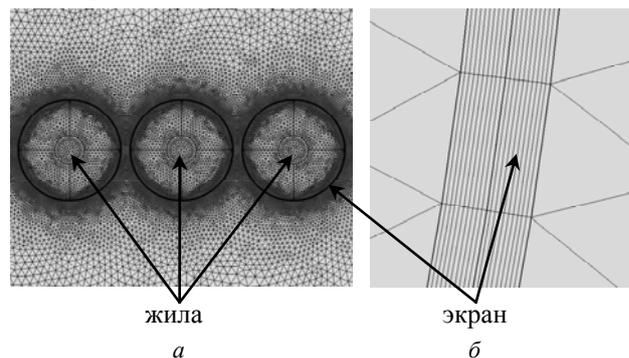


Рис. 3

Результатом расчета является распределение \dot{A}_z . Учитывая, что комплексные амплитуды магнитной индукции равны $\dot{B}_x = \partial \dot{A}_z / \partial y$ и $\dot{B}_y = -\partial \dot{A}_z / \partial x$, выражение для действующего значения магнитной индукции КЛ принимает вид:

$$B_{num} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\left| \frac{\partial \dot{A}_z}{\partial y} \right|^2 + \left| \frac{\partial \dot{A}_z}{\partial x} \right|^2}.$$

Стоит отметить, что предложенная расчетная модель применима для произвольного способа прокладки кабелей.

Верификация численного расчета выполнена путем сравнения с решениями, получаемыми при двукратном увеличении размера расчетной области и использовании более густой сетки. При этом погрешность расчета не превышает 0,5 %. Результаты расчета также совпадают с данными эксперимента [5].

Аналитический расчет значений B . Методика аналитического расчета МП КЛ предложена в [7]. При получении расчетных соотношений в ней использованы те же допущения, что и для рассмотренного выше численного расчета, но распределение плотности тока в экранах каждого из кабелей КЛ полагалось равномерным.

В качестве расчетного используем следующее соотношение, полученное из [7] путем перехода от комплексной амплитуды магнитной индукции к её действительному значению B :

$$B = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\left| \frac{\mu_0}{2\pi} \sum_{k=1}^3 (j_k^c + j_k^{sh}) \left(\frac{-(y-y_k)}{(x-x_k)^2 + (y-y_k)^2} \right)^2 + \frac{\mu_0}{2\pi} \sum_{k=1}^3 (j_k^c + j_k^{sh}) \left(\frac{x-x_k}{(x-x_k)^2 + (y-y_k)^2} \right)^2 \right|}, \quad (2)$$

где j_k^c и j_k^{sh} – соответственно, комплексные амплитуды токов в жиле и экране k -ого кабеля; (x, y) – координаты точки P , в которой вычисляется МП (рис. 1); (x_k, y_k) – координаты оси k -ого кабеля; $k = \overline{1,3}$ – номер кабеля.

Значения токов в (2) определяются следующим образом. Для случая прокладки кабелей КЛ в плоскости (рис. 1,б) токи в жилах образуют систему прямой последовательности, и токи в экранах определяются следующими соотношениями [7, 13]:

$$j_1^{sh} = -j_1^c \cdot \frac{Q \cdot \ln 2\Delta \cdot \ln \frac{\Delta^3}{2} + \sqrt{3} \ln 2 - j \ln 4\Delta^3}{Q \cdot \ln 2\Delta \cdot \ln \frac{\Delta^3}{2} - \frac{3}{Q} - 2j \ln 2\Delta^3},$$

$$j_2^{sh} = -j_2^c \cdot \frac{jQ \ln \frac{\Delta^3}{2}}{3 + jQ \ln \frac{\Delta^3}{2}}, \quad (3)$$

$$j_3^{sh} = -j_3^c \cdot \frac{Q \cdot \ln 2\Delta \cdot \ln \frac{\Delta^3}{2} - \sqrt{3} \ln 2 - j \ln 4\Delta^3}{Q \cdot \ln 2\Delta \cdot \ln \frac{\Delta^3}{2} - \frac{3}{Q} - 2j \ln 2\Delta^3},$$

где $Q = \frac{\mu_0 \omega}{2\pi R}$ и $\Delta = \frac{d}{r}$ – производные безразмерные параметры КЛ; R – сопротивление единицы длины экрана кабеля, Ом/м; d – межфазное расстояние (расстояние между осями соседних кабелей), м; r – радиус экрана, м.

В случае прокладки кабелей КЛ треугольником (рис. 1,а) расчетное соотношение для токов в экранах имеет более компактный вид [7, 13]:

$$j_k^{sh} = -j_k^c \cdot \frac{jQ \ln \Delta}{1 + jQ \ln \Delta}. \quad (4)$$

Следовательно, B рассчитывается аналитически при помощи выражения (2) с подстановкой в него (3) или (4), для кабелей с прокладкой, соответственно, в плоскости или треугольником.

Анализ погрешности аналитического расчета.

На рис. 4 представлены результаты расчета значений B (аналитический расчет) и B_{num} (численный расчет) по предложенным методикам при токе КЛ 1000 А. Расчет магнитной индукции выполнен в зависимости от расстояния h до точки наблюдения P (рис. 1) для случая максимальной неравномерности плотности тока в экранах кабелей. При этом, диаметр экрана максимален $D=70$ мм [4], сечение экрана составляет $S=300$ мм² и кабели проложены впрыток $d=0,1$ м. Как видно из рис. 4, разброс результатов аналитического и численного расчета незначителен.

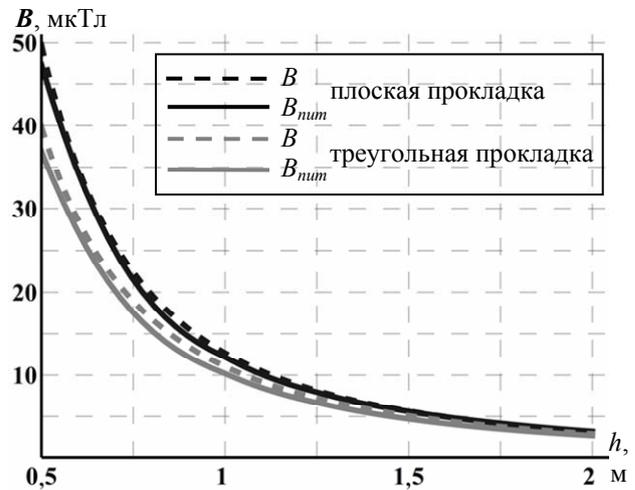


Рис. 4

Для количественной оценки погрешности аналитического расчета, в табл. 1 и 2 представлены результаты расчета значения ε (1) для реальных высоковольтных КЛ [4].

Как следует из табл. 1 и 2, максимальная погрешность аналитического расчета МП составляет 7,9 % при прокладке КЛ треугольником и 4,8 % при прокладке КЛ в плоскости, и имеет место при минимальном значении $d(0,1$ м), максимальных значениях $D(70$ мм) и $S(300$ мм²). Этот случай соответствует плотной прокладке кабелей, которая зачастую неприемлема, так как может вызвать ограничение пропускной способности КЛ по току. При увеличении d до 0,2 м, значения ε не превышают 2,5 %.

Полученные результаты расчета с разбросом не более 5 % согласуются с результатами экспериментальных исследований МП КЛ, выполненных в [5].

Таким образом, относительная погрешность ε аналитического расчета МП КЛ для типоразмеров высоковольтных кабелей не превышает 8 %, что подтверждает корректность принятого в нем допущения о равномерности плотности тока в каждом из экранов кабелей при инженерном расчете МП КЛ.

Таблица 1

Значения ϵ , % при прокладке кабелей КЛ треугольником

h , м	d , м	Диаметр экрана D , мм					
		55			70		
		Сечение экрана S , мм ²					
		100	200	300	100	200	300
0,5	0,1	1,0	2,7	4,3	1,6	4,8	7,9
	0,2	0,2	0,4	0,6	0,4	1,0	1,5
	0,3	0,1	0,1	0,1	0,2	0,3	0,5
1,0	0,1	1,0	2,8	4,3	1,6	4,8	7,9
	0,2	0,2	0,4	0,6	0,4	1,0	1,5
	0,3	0,1	0,1	0,1	0,2	0,3	0,5
1,5	0,1	1,0	2,7	4,3	1,6	4,8	7,9
	0,2	0,2	0,4	0,6	0,4	1,0	1,5
	0,3	0,1	0,1	0,1	0,2	0,3	0,5
2,0	0,1	1,0	2,7	4,3	1,6	4,8	7,9
	0,2	0,2	0,4	0,6	0,4	1,0	1,5
	0,3	0,1	0,1	0,1	0,2	0,3	0,5

Таблица 2

Значения ϵ , % при прокладке кабелей КЛ в плоскости

h , м	d , м	Диаметр экрана D , мм					
		55			70		
		Сечение экрана S , мм ²					
		100	200	300	100	200	300
0,5	0,1	1,5	2,5	3,0	2,0	3,8	4,8
	0,2	1,1	1,5	1,6	1,2	1,8	2,1
	0,3	1,1	1,2	1,3	1,1	1,4	1,6
1,0	0,1	0,6	1,3	1,5	1,1	2,6	3,2
	0,2	0,9	1,2	1,3	1,0	1,5	1,7
	0,3	1,0	1,1	1,2	1,0	1,4	1,5
1,5	0,1	0,8	0,7	0,9	0,2	0,7	0,8
	0,2	0,5	0,6	0,6	0,6	0,9	1,0
	0,3	0,8	0,9	0,9	0,8	1,1	1,2
2,0	0,1	2,1	2,6	3,2	2,0	1,8	2,3
	0,2	0,1	0,1	0,1	0,1	0,2	0,2
	0,3	0,5	0,6	0,6	0,6	0,8	0,8

Выводы.

1. Максимальное значение погрешности аналитического расчета магнитного поля не превышает 7,9 % для прокладки кабелей треугольником и 4,8 % для прокладки кабелей в плоскости, и возникает при максимальном диаметре и сечении экранов кабелей (70 мм и 300 мм²), и минимальном расстоянии между осями жил кабелей (0,1 м).

2. Полученные значения погрешности верифицированы путем тестирования численного расчета, выполненного в программной среде *COMSOL Multiphysics* (погрешность менее 0,5 %), и сравнением результатов с экспериментом.

3. Представленный анализ подтверждает корректность аналитического расчета индукции магнитного поля кабельных линий в точках ее нормирования без учета эффекта близости, вызывающего неравномерность плотности тока в экранах кабелей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. СОУ-Н ЕЕ 20.179:2008. Розрахунок електричного і магнітного полів ліній електропередавання. Методика (зі змінами). – Київ: Міненерговугілля України, 2016. – С. 37.
2. Розов В.Ю., Реуцкий С.Ю., Пилигина О.Ю. Метод расчета магнитного поля трехфазных линий электропередачи // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – №5. – С. 11-13.
3. Правила улаштування електроустановок. Вид. 5-те, перероб. й доп. – Х.: Міненерговугілля України, 2014. – 793 с.
4. СОУ-Н-МЕВ40.1-37471933-49:2011.2. Проектування кабельних ліній напругою до 330 кВ: Настанова (зі змінами). – Київ: Міненерговугілля України, 2017. – 139 с.
5. Розов В.Ю., Квицинский А.А., Добродеев П.Н., Гринченко В.С., Ерисов А.В., Ткаченко А.О. Исследование магнитного поля трехфазных кабельных линий из одножильных кабелей при двустороннем заземлении их экранов // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2015. – № 4. – С. 56-61. doi: 10.20998/2074-272X.2015.4.11.
6. Ковригин Л.А. Продольные токи в экранах одножильных кабелей // *Кабель – news*. – 2009. – №3. – С. 56-58.
7. Розов В.Ю., Ткаченко А.О., Ерисов А.В., Гринченко В.С. Аналитический расчет магнитного поля трехфазных кабельных линий при двустороннем замыкании собственных экранов кабелей // *Технічна електродинаміка*. – 2017. – №2. – С. 13-18.
8. Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники: В 3-х т. Учебник для вузов. Том 3. – 4-е изд. – СПб.: Питер, 2003. – 377 с.
9. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Мультифизическое моделирование в электротехнике: Монография. – Киев: Ин-т электродинамики НАН Украины, 2015. – 305 с.
10. <https://www.comsol.com/models/acdc-module>
11. Гринченко В.С., Чунихин К.В., Ткаченко А.О. Расчет экранных токов в трехфазных кабельных линиях с треугольным расположением фаз // Тезисы докладов XXIV между. науч.-практ. конф. «Информ. технологии: наука, техника, технология, образование, здоровье» (MicroCAD-2016), Ч.2. 18-20 мая 2016 г., Харьков, НТУ «ХПИ», 324 с.
12. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P., Serrano-Iribarnegaray L. and Martínez-Román J. Magnetic field shielding optimization in underground power cable duct banks. *Electric Power Systems Research*, 2014, vol. 114, pp. 21-27. doi: 10.1016/j.epsr.2014.04.001.
13. Grinchenko V., Tkachenko O. and Grinchenko N. Improving calculation accuracy of currents in cable shields at double-sided grounding of three-phase cable line. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.2, pp. 39-42. doi: 10.20998/2074-272X.2017.2.06.

REFERENCES

1. SOU-N EE 20.179:2008. *Rozrakhunok elektrychnoho i mahnitnoho poliv linii elektroperedavannia. Metodyka* [Calculation of the electric and magnetic fields of power line. Method]. Kyiv, Minenergovugillya of Ukraine Publ., 2016, 34 p. (Ukr).
2. Rozov V.Yu., Reutskiy S.Yu., Piliugina O.Yu. The method of calculation of the magnetic field of three-phase power lines. *Tekhnichna Elektrodynamika*, 2014, no.5, pp. 11-13. (Rus).
3. *Pravila ulashtuvannya electroustanovok* [Electrical installation regulations]. 5th ed. Kharkiv, Minenergovugillya of Ukraine, 2014. 793 p. (Ukr).
4. SOU-N MEV 40.1-37471933-49:2011.2. *Proektuvannia kabelnykh linii napruhoiu do 330 kV. Nastanova* [Design of

- cable lines with voltage up to 330 kV. Guidance]. Kyiv, Minenergougillya of Ukraine Publ., 2017, 139 p. (Ukr).
5. Rozov V.Yu., Kvytsynskiy A.A., Dobrodeyev P.N., Grinchenko V.S., Erisov A.V. and Tkachenko O.O. Study of the magnetic field of three phase lines of single core power cables with two-end bonding of their shields. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.4, pp. 56-61. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2015.4.11.**
 6. Kovrigin L.A. The longitudinal currents in the screens of the single-core cables. *Kabel-news*, 2009, no.3, pp. 56-58. (Rus).
 7. Rozov V.Yu., Tkachenko O.O., Erisov A.V. and Grinchenko V.S. Analytical calculation of magnetic field of three-phase cable lines with two-point bonded shields. *Tekhnichna Elektrodynamika*, 2017, no.2, pp. 13-18 (Rus).
 8. Demirchyan K., Neiman L., Korovkin N. and Chechurin V. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki: V 3 t.* [Theoretical Basis of Electrical Engineering: in 3 vols.]. Saint Petersburg: Piter, vol.3, 2003, 377 p. (Rus).
 9. Podoltsev A., Kucheryavaya I. *Multifizicheskoe modelirovanie v elektrotehnike. Monografiya* [Multi-physical modeling in electrical engineering. Monograph]. Kyiv: Inst. of Electrodynamics of NAS of Ukraine, 2015, 305 p. (Rus).
 10. <https://www.comsol.com/models/acdc-module>
 11. Grinchenko V.S., Tkachenko O.O. and Chunikhin K.V. Calculation of shield currents in three-phase cable lines with a trefoil arrangement of phases. *Anotatsii dopovidei 24 Mizhn. nauk.-prakt. konf. "Informatsiini tekhnologii: nauka, tekhnika, tekhnologiya, osvita, zdorov'ia"* [Abstracts of 24th Int. Sci.-Pract. Conf. "Information technology: science, engineering, technology, education and health"]. Kharkiv, Ukraine, 2016, 18-20 May, 324 p. (Rus).
 12. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P., Serrano-Iribarnegaray L. and Martínez-Román J. Magnetic field shielding optimization in underground power cable duct banks. *Electric Power Systems Research*, 2014, vol. 114, pp. 21-27. doi: **10.1016/j.epsr.2014.04.001.**
 13. Grinchenko V.S., Tkachenko O.O. and Grinchenko N.V. Improving calculation accuracy of currents in cable shields at double-sided grounding of three-phase cable line. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.2, pp. 39-42. doi: **10.20998/2074-272X.2017.2.06.**

Поступила (received) 31.03.2017

Ткаченко Александр Олегович, аспирант,
Государственное учреждение «Институт технических
проблем магнетизма Национальной Академии Наук Украины»,
61106, Харьков, ул. Индустриальная, 19,
тел/phone +380 572 992162,
e-mail: oleksandr.tk7@gmail.com

O.O. Tkachenko

State Institution «Institute of Technical Problems
of Magnetism of the NAS of Ukraine»,
19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine.

Determination of analytical calculation error of magnetic field of high-voltage cable lines with two-point bonded cable shields caused by non-uniform current distribution in the shields.

This paper deals with the determination of analytical calculation error of magnetic field of high-voltage cable lines in two-point bonded cable shields caused by non-uniformity of the current distribution in the shields. The relative error is determined by comparing numerical calculation of magnetic field obtained in the COMSOL Multiphysics software with the analytical one. It is shown that the maximum value of relative error does not exceed 8 %. The obtained error values are verified by testing the numerical calculation and confirmed by results of experiment. In paper proves the correctness of the analytical calculation of magnetic field of cable lines at the points of its normalization, which is carried out without taking into account the non-uniform current distribution in the cable shields. References 13, tables 2, figures 4.

Key words: cable line, cable shield, bonded shields, magnetic field, calculation error.

М.И. Баранов, С.В. Рудаков

ПРИБЛИЖЕННЫЙ РАСЧЕТ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ И ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭРОЗИИ ЭЛЕКТРОДОВ В ВЫСОКОВОЛЬТНОМ СИЛЬНОТОЧНОМ ВОЗДУШНОМ КОММУТАТОРЕ АТМОСФЕРНОГО ДАВЛЕНИЯ

Приведені результати застосування нового інженерного підходу до розрахунку теплової енергії, що виділяється в плазмовому каналі іскрового розряду і на масивних металевих електродах високовольтного сильнострумного повітряного коммутатора (ВСПК) атмосферного тиску, використовуваного у складі високовольтної електрофізичної установки (ВЕФУ) із потужним ємнісним накопичувачем енергії (ЄНЕ). Отримані співвідношення для визначення вказаної енергії дозволяють виконувати розрахункову оцінку балансу електричної енергії в розрядному колі ВЕФУ із ЄНЕ з урахування її теплових втрат у ВСПК. Показано, що на основі розробленого підходу може бути виконаний розрахунок електричної ерозії основних металевих електродів ВСПК. Отримані нові розрахункові вирази для знаходження глибини одиночного кратера руйнування на металевих електродах ВСПК і маси металу, що викидається іскрою з електродів досліджуваного коммутатора за один розряд ЄНЕ установки. Бібл. 21, рис. 3.

Ключові слова: високовольтний сильнострумний повітряний коммутатор, тепла енергія, що виділяється, в повітряній іскрі і на електродах коммутатора, електрична ерозія металевих електродів коммутатора, глибина одиночного кратера руйнування на електродах коммутатора, маса металу, що викидається, з одиночного кратера руйнування електродів коммутатора.

Приведены результаты применения нового инженерного подхода к расчету тепловой энергии, выделяющейся в плазменном канале искрового разряда и на массивных металлических электродах высоковольтного сильноточного воздушного коммутатора (ВСВК) атмосферного давления, используемого в составе высоковольтной электрофизической установки (ВЭФУ) с мощным емкостным накопителем энергии (ЕНЭ). Полученные соотношения для определения указанной энергии позволяют выполнять расчетную оценку баланса электрической энергии в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ с учетом ее тепловых потерь в ВСВК. Показано, что на основе разработанного подхода может быть выполнен расчет электрической эрозии основных металлических электродов ВСВК. Получены новые расчетные выражения для нахождения глубины одиночного кратера разрушения на металлических электродах ВСВК и массы металла, выбрасываемой искрой из электродов исследуемого коммутатора за один разряд ЕНЭ установки. Библ. 21, рис. 3.

Ключевые слова: высоковольтный сильноточный воздушный коммутатор, выделяемая тепловая энергия в воздушной искре и на электродах коммутатора, электрическая эрозия металлических электродов коммутатора, глубина одиночного кратера разрушения на электродах коммутатора, выбрасываемая масса металла из одиночного кратера разрушения электродов коммутатора.

Введение. Известно, что коммутация накопленной электрической энергии в мощном емкостном накопителе энергии (ЕНЭ) высоковольтной электрофизической установки (ВЭФУ) выполняется при помощи специального электротехнического устройства, именуемого по отечественной терминологии разрядником, а по зарубежной терминологии – коммутатором [1, 2]. В дальнейшем остановимся на последнем техническом термине, получившем наиболее широкое распространение в современной высоковольтной импульсной технике (ВИТ). В качестве рабочих диэлектрических сред рассматриваемых коммутаторов разрядных цепей ВЭФУ с мощными ЕНЭ могут использоваться вакуум, различные газы и их смеси, жидкости и твердые тела [1-4]. Широкое применение в области современной ВИТ из-за своей сравнительной дешевизны и простоты в изготовлении получили высоковольтные сильноточные воздушные коммутаторы (ВСВК) атмосферного давления на постоянное напряжение до ± 125 кВ и коммутируемые импульсные токи амплитудой до ± 1 МА [1, 5-7]. Как правило, основные электроды ВСВК выполняются из средне- и тугоплавких металлов (например, стали и молибдена) или металлокомпозиций (например, композиции «вольфрам-медь») [1, 3-7]. Одним из недостатков указанных ВСВК является повышенный электроэрозионный износ рабочих поверхностей их основных металлических электродов, вызванный интенсивным воз-

действием на них мощного теплового потока плазменного канала искрового разряда в зонах его привязки на электродах таких коммутаторов. В этой связи для ВСВК актуальными задачами являются те, которые связаны с расчетной оценкой в подобных сильноточных коммутаторах тепловых потерь в плазменном канале искрового разряда и на основных электродах ВСВК, а также электрической эрозии рабочих поверхностей их основных металлических электродов.

Целью статьи является получение новых расчетных соотношений, определяющих в приближенном виде энерговыделение и электрическую эрозию массивных металлических основных электродов в ВСВК, используемых в разрядных цепях ряда ВЭФУ с ЕНЭ.

1. Постановка задачи исследования. Рассмотрим разрядную цепь ВЭФУ с мощным ЕНЭ и активно-индуктивной нагрузкой, коммутацию большого импульсного тока (БИТ) в которой выполняет ВСВК с массивными однородными основными металлическими электродами полусферической формы – катодом и анодом (рис. 1). Считаем, что данные электроды ВСВК, расположенные в атмосферном воздухе при нормальных условиях (давление воздуха составляет $1,013 \cdot 10^5$ Па, а его температура равна $\theta_0 = 0$ °С [8]) на расстоянии l_k друг от друга, образуют двухэлектродную систему (ДЭС). Пусть радиус R_e рабочих поверхностей катода и анода ВСВК значительно

© М.И. Баранов, С.В. Рудаков

превышает глубины проникновения в их токопроводящие материалы электромагнитного и теплового полей, создаваемых цилиндрическим каналом искрового разряда радиусом $r_c < R_e$ в зонах его привязки на рабочих поверхностях электродов исследуемого ВСВК.

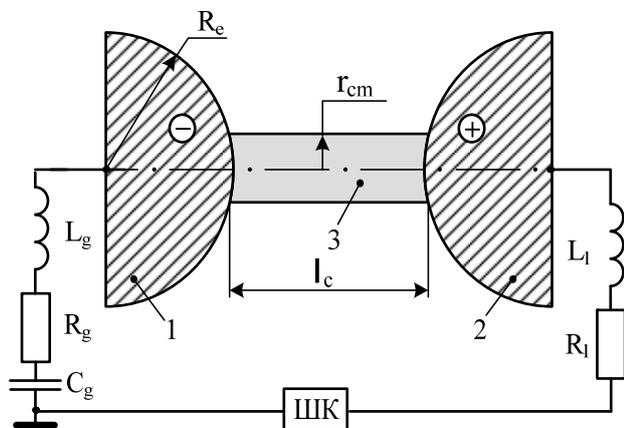


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ и высоковольтным сильноточным двухэлектродным воздушным коммутатором (1, 2 – массивные металлические катод и анод ВСВК полу-сферической формы с наружным радиусом R_e ; 3 – плазменный сильноточный канал воздушного искрового разряда длиной l_c и максимальным радиусом r_{cm} ; R_g, L_g, C_g – собственные электрические параметры ВЭФУ с ЕНЭ; R_l, L_l – собственные электрические параметры активно-индуктивной нагрузки; ШК – измерительный коаксиальный шунт ШК-300, рассчитанный на измерение импульсного тока микросекундной длительности с амплитудой I_m до ± 300 кА при его интеграле действия J_a до $2,5 \cdot 10^6$ Дж/Ом [9, 10])

В связи с чем полагаем, что рабочие поверхности указанных электродов ВСВК в зонах привязки на них сильноточной искры в первом приближении будут близки к плоским. Принимаем, что в ДЭС коммутатора длина l_c плазменного канала искры равна минимальной длине l_k межэлектродного воздушного промежутка в ВСВК. Считаем, что плотность мощности $g_c(t)$ теплового потока и плотность $\delta_d(t)$ разрядного тока $i_d(t)$ ВЭФУ с ЕНЭ в цилиндрическом канале искрового разряда для исследуемого ВСВК практически равномерно распределены по его поперечному круглому сечению с переменным во времени t радиусом r_c . Одним из подтверждений тому может являться то, что в сильноточном плазменном канале газового разряда термодинамическая электронная и ионная температуры характеризуются практически однородным распределением по его текущему радиусу r_c [11]. Используем допущение о том, что возникающие в зонах привязки плазменного канала искрового разряда на рабочих поверхностях анода и катода ВСВК лунки (кратеры) разрушения имеют геометрическую форму, близкую к форме шарового сегмента [12, 13]. Требуется в рамках предлагаемого инженерного подхода получить новые соотношения для приближенного расчета энерговыделения и электрической эрозии массивных металлических электродов в ВСВК разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ, а также выполнить в условиях высоковольтной лаборатории с примени-

ем мощного генератора конденсаторного типа, формирующего на RL - нагрузке БИТ микросекундного временного диапазона, экспериментальную проверку работоспособности некоторых из этих соотношений.

2. Приближенный расчет энерговыделения в ВСВК разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ. Вначале остановимся на расчетной оценке тепловой энергии W_c , выделяющейся непосредственно в плазменном канале воздушного искрового разряда, возникающего между металлическими электродами ВСВК. Исходя из известных положений электро- и теплофизики, выражение для W_c можно представить в следующем виде:

$$W_c = R_c J_a, \quad (1)$$

где $J_a = \int_0^{\infty} i_d^2(t) dt$ – интеграл действия импульсного тока $i_d(t)$ в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ; R_c – эквивалентное активное сопротивление плазменного канала воздушного искрового разряда в коммутаторе.

Далее определимся с расчетом в (1) интеграла действия J_a тока, протекающего в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ через исследуемый ВСВК. В случае изменения тока $i_d(t)$ по закону экспоненциально затухающей синусоиды, имеющему аналитический вид $i_d(t) = k_{ds} I_{ms} \exp(-\delta t) \sin(\omega t)$, для интеграла действия J_a разрядного тока в цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ можно использовать следующее расчетное соотношение:

$$J_a = 0,25 k_{ds}^2 I_{ms}^2 \delta^{-1} [(\delta / \omega)^2 + 1]^{-1}, \quad (2)$$

где I_{ms} – первая амплитуда разрядного тока $i_d(t)$, изменяющегося с круговой частотой ω и коэффициентом затухания δ в сильноточной цепи ВЭФУ с ЕНЭ; $k_{ds} = [\exp(-\delta \omega^{-1} \arctg \delta \omega^{-1}) \sin(\arctg \delta \omega^{-1})]^{-1}$ – нормирующий коэффициент для тока, изменяющегося во времени t по закону затухающей синусоиды [14].

В случае же изменения разрядного тока $i_d(t)$ по аperiodическому закону, имеющему аналитический вид $i_d(t) = k_{da} I_{ma} [\exp(-\alpha_1 t) - \exp(-\alpha_2 t)]$, расчетное соотношение для интеграла действия J_a тока в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ будет иметь следующий вид:

$$J_a = 0,5 k_{da}^2 I_{ma}^2 [\alpha_1^{-1} + \alpha_2^{-1} - 4(\alpha_1 + \alpha_2)^{-1}], \quad (3)$$

где I_{ma} – амплитуда униполярного импульсного тока $i_d(t)$ с коэффициентами временной формы α_1 и α_2 ; $k_{da} = [(\alpha_1 / \alpha_2)^{\alpha_1 / (\alpha_2 - \alpha_1)} - (\alpha_1 / \alpha_2)^{\alpha_2 / (\alpha_2 - \alpha_1)}]^{-1}$ – нормирующий коэффициент для импульсного тока ВЭФУ, аperiodически изменяющегося во времени t [14].

При практическом применении (3) следует иметь в виду, что $\alpha_1 \approx 0,76 / \tau_p$, а $\alpha_2 \approx 2,37 / \tau_f$ [14], где τ_f, τ_p – соответственно длительность фронта аperiodического импульса разрядного тока $i_d(t)$ между уровнями $(0,1 - 0,9) I_{ma}$ и длительность аperiodического импульса тока в исследуемой разрядной цепи на уровне $0,5 \cdot I_{ma}$. Полезным при нахождении амплитудно-временных параметров (АВП) аperiodического импульса разрядного тока $i_d(t)$ ВЭФУ с ЕНЭ может оказаться и соотношение вида $\tau_f \approx \tau_{ma} / 1,6 \approx 0,625 \ln(\alpha_2 / \alpha_1) / (\alpha_2 - \alpha_1)$ [14], где τ_{ma} – время, соответствующее амплитуде I_{ma} униполярного тока в сильноточной цепи ВЭФУ с ЕНЭ.

Что касается используемого в (1) понятия эквивалентного активного сопротивления R_c плазменного канала искры, то под ним будем понимать такое усредненное во времени t постоянное активное сопротивление, на котором при прохождении в цепи ВЭФУ с ЕНЭ импульсного разрядного тока $i_d(t)$ рассеивается такая же тепловая энергия, как и на реальном переменном во времени t сопротивлении канала искрового разряда в ДЭС рассматриваемого ВСВК. При определении в общем виде переменного во времени t активного сопротивления $R_c(t)$ плазменного канала искрового разряда в исследуемом коммутаторе воспользуемся следующим классическим соотношением [14]:

$$R_c(t) = l_c / [\pi r_c^2(t) \gamma_c], \quad (4)$$

где $r_c(t)$ – изменяющийся во времени t радиус плазменного канала искрового разряда неизменной длиной l_c между металлическими электродами ВСВК; γ_c – усредненная удельная электропроводность низкотемпературной плазмы в канале искры коммутатора.

Радиус $r_c(t)$ одиночного плазменного канала искрового разряда в ВСВК любой конструкции изменяется, как известно, в процессе протекания импульсного тока $i_d(t)$ в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ практически в интервале от нуля до своего максимального значения r_{cm} [1, 9-12]. Вначале на нарастающей части разрядного тока $i_d(t)$ данное изменение происходит от нуля до r_{cm} , а затем на спадающей части этого импульсного тока в цепи ВЭФУ с ЕНЭ – от r_{cm} до нуля. Поэтому согласно (4) кривая изменения во времени t величины активного сопротивления $R_c(t)$ плазменного искрового канала в ВСВК может быть аппроксимирована симметричной U-образной кривой, характеризующейся своими двумя максимальными значениями в моменты времени t , соответствующие нулевым значениям тока $i_d(t)$ и равенству $r_c=0$, и своим одним минимальным значением в момент времени t , когда ток $i_d(t)$ достигает своего амплитудного значения и $r_c=r_{cm}$. Тогда с учетом соответствующего изменения в (4) во времени t радиальной функции вида $f(r_c)=r_c^2$ на отрезке $[0; r_{cm}]$ и нахождения на указанном отрезке ее среднего значения для эквивалентного и постоянного во времени t активного сопротивления R_c одиночного плазменного канала искрового разряда в исследуемом ВСВК получаем следующее расчетное выражение:

$$R_c = l_c / (\pi \gamma_c r_{cm}^{-1} \int_0^{r_{cm}} r_c^2 dr_c) = 3l_c / (\pi r_{cm}^2 \gamma_c). \quad (5)$$

Из (5) при предлагаемом подходе в определении R_c вытекает расчетное соотношение для эквивалентного радиуса r_{ce} плазменного канала сильноточной искры в ВСВК, равного $r_{ce} \approx 0,577 \cdot r_{cm}$. Величину максимального радиуса r_{cm} (м) плазменного канала искрового разряда в ВСВК атмосферного давления находим из известной формулы Брагинского [1, 15]:

$$r_{cm} = 0,093 (I_m)^{1/3} (t_m)^{1/2}, \quad (6)$$

где I_m , t_m – соответственно амплитуда (А) импульсного тока $i_d(t)$ в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ и время (с), соответствующее этой токовой амплитуде.

Из (5) и (6) обобщенное выражение для эквивалентного активного сопротивления R_c (Ом) одиночно-

го плазменного сильноточного канала искрового разряда в ВСВК, размещенном в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ, принимает следующий окончательный вид:

$$R_c = 110,41 \cdot l_c / (\gamma_c I_m^{2/3} t_m). \quad (7)$$

При выборе в (7) численных значений для величины γ_c будем базироваться на собственных расчетно-экспериментальных данных, полученных ранее для плазменного канала воздушного искрового разряда в сильноточной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ [15]. Согласно результатам исследований, представленным в [15], для высоковольтных воздушных коммутаторов атмосферного давления на рабочее постоянное напряжение до ± 35 кВ и импульсные токи микросекундной длительности в разрядной цепи конденсаторной батареи ВЭФУ с низкоомной RL -нагрузкой при их амплитуде до ± 250 кА, характерные для импульсной A -компоненты тока искусственной молнии [16], усредненные значения удельной электропроводности γ_c низкотемпературной плазмы в цилиндрическом канале искры ВСВК в первом приближении с учетом (5) и (6) численно составляют от 4000 до 5000 $(\text{Ом} \cdot \text{м})^{-1}$. Следует отметить, что данные значения γ_c заметно отличаются от соответствующих предполагаемых значений удельной электропроводности низкотемпературной плазмы сильноточной воздушной искры (порядка $20 \cdot 10^3$ $(\text{Ом} \cdot \text{м})^{-1}$), приведенных в [1] и характерных для высокоионизированной плазмы. Укажем, что при электронной температуре в сильноточном канале искрового разряда порядка 10^4 К, характерной для канала воздушной сильноточной искры в исследуемом ВСВК [17], даже в плотной плазме канала подводного искрового разряда, инициируемого электрическим взрывом тонкой медной проволоки, численные значения для ее удельной электропроводности в зависимости от уровня канального давления составляют не более нескольких тысяч $(\text{Ом} \cdot \text{м})^{-1}$ [18].

Далее выполним оценку величины тепловой энергии W_e , выделяющейся в двух массивных металлических электродах рассматриваемого ВСВК, схематически приведенного на рис. 1. Определяющее влияние на W_e будет оказывать плотность мощности $g_c(t)$ теплового потока в плазменном канале искрового разряда, происходящего между катодом и анодом ВСВК. При расчетной оценке величины $g_c(t)$ в предлагаемом подходе можно использовать соотношение вида [17]:

$$g_c(t) = \delta_d(t) \cdot U_{ac}, \quad (8)$$

где U_{ac} – приэлектродное падение напряжения в рассматриваемом ВСВК, равное разности электрических потенциалов на границе раздела сред «искра-металл».

Известно, что значение U_{ac} в исследуемом ВСВК с основными электродами, изготовленными из таких традиционных проводниковых материалов как сталь, медь, латунь и бериллиевая бронза, изменяется в весьма узком количественном диапазоне, составляющем от 5 до 10 В [19]. Так, для стали марки Ст.3 приэлектродное падение напряжения U_{ac} численно составляет примерно 6,1 В, для меди – 8,6 В, а для латуни – 8,0 В [19]. С учетом принятых допущений и (8) для тепловой энергии W_e , рассеиваемой на рабочих поверхностях металлических электродов ДЭС

исследуемого коммутатора, можно записать расчетное выражение:

$$W_e = 2\pi \int_0^{\infty} g_c(t) r_c^2(t) dt = 2\pi U_{ac} \int_0^{\infty} \delta_d(t) r_c^2(t) dt = 2U_{ac} q_c, \quad (9)$$

где $q_c = \int_0^{\infty} i_d(t) dt$ – модуль электрического заряда, протекающего через плазменный канал искрового разряда в силовоточной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ и металлургические электроды исследуемого ВСВК.

Из (9) видно, что для расчетного определения тепловой энергии W_e нам предварительно необходимо знать количество электричества q_c , протекшее через электроды ВСВК. Причем, искомая величина W_e прямо пропорциональна электрическому заряду q_c . При изменении импульсного тока $i_d(t)$ в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ по закону экспоненциально затухающей синусоиды для расчетной оценки величины заряда q_c можно использовать следующее соотношение:

$$q_c = k_{ds} I_{ms} \omega^{-1} \left[(\delta / \omega)^2 + 1 \right]^{-1}. \quad (10)$$

При изменении импульсного тока $i_d(t)$ по аperiodической временной зависимости для q_c имеем:

$$q_c = k_{da} I_{ma} (\alpha_2 - \alpha_1) (\alpha_1 \alpha_2)^{-1}. \quad (11)$$

Одной из проверок правильности результатов расчета по (10) и (11) величины q_c могут служить данные, полученные из выражения $q_c = C_g U_{gc}$, где C_g и U_{gc} – соответственно электрическая емкость и зарядное напряжение высоковольтных конденсаторов ЕНЭ.

Таким образом, определив по (1) – (3) и (7) величину выделяющейся в канале искры тепловой энергии W_c и вычислив по (9) – (11) величину рассеиваемой на катоде и аноде ДЭС исследуемого ВСВК тепловой энергии W_e , по выражению $W_k = W_c + W_e$ можно найти суммарное энерговыделение в силовоточном воздушном коммутаторе разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ.

3. Приближенный расчет электрической эрозии электродов в ВСВК разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ. В рамках данного исследования остановимся на расчетной оценке электрической эрозии рабочей поверхности металлического электрода-анода ВСВК, вызванной потоком ускоренных в продольном электрическом поле канала искры свободных электронов, бомбардирующих указанную поверхность анода рассматриваемого коммутатора. В этом случае для тепловой энергии W_a , выделяемой в круговой зоне привязки канала искрового разряда радиусом r_{cm} на рабочей поверхности анода ВСВК, можно, с одной стороны, на основе (9) записать следующее соотношение:

$$W_a = U_{ac} q_c. \quad (12)$$

С другой стороны, для искомой величины тепловой энергии W_a на основе положений теплофизики будет справедлива следующая расчетная формула:

$$W_a = M_e [C_e (\theta_m - \theta_0) + C_m], \quad (13)$$

где $M_e = d_e \cdot V_e$ – масса интенсивно нагреваемого импульсным разрядным током $i_d(t)$ в круглой зоне привязки на поверхности электрода-анода ВСВК канала искры до температуры плавления θ_m его материала, имеющего плотность d_e и объем V_e ; C_e , C_m – соответ-

ственно удельная теплоемкость и удельная теплота плавления материала анода рассматриваемого ВСВК.

Значение объема V_e расплавляемого и выбрасываемого наружу магнитным давлением жидкого металла электрода-анода коммутатора за одно воздействие на него канала искры с учетом принятого допущения о геометрической форме кратера разрушения на его рабочей поверхности в виде шарового сегмента может быть описано следующим соотношением:

$$V_e = 0,5\pi r_{cm}^2 h_e, \quad (14)$$

где h_e – глубина кратера разрушения наружным радиусом r_{cm} на рабочей поверхности анода ВСВК за время воздействия на него искры от одного силовоточного разряда конденсаторной батареи ВЭФУ.

Из (12) – (14) с учетом (6) расчетное выражение для наибольшей глубины h_e (м) одиночного эрозионного кратера разрушения на электроде-аноде исследуемого коммутатора принимает следующий вид:

$$h_e = 73,61 U_{ac} q_c d_e^{-1} [C_e (\theta_m - \theta_0) + C_m]^{-1} (I_m^{2/3} t_m)^{-1}. \quad (15)$$

Для убыли массы M_e (кг) металла, выбрасываемого наружу силовоточной искрой из электрода-анода за один искровой разряд в цепи ВЭФУ с ЕНЭ и рабочим воздушным промежутком рассматриваемого ВСВК, получаем следующее расчетное соотношение:

$$M_e = U_{ac} q_c [C_e (\theta_m - \theta_0) + C_m]^{-1}. \quad (16)$$

Из (16) следует, что расчетная убыль металлической массы M_e с электрода-анода исследуемого коммутатора за один разряд мощного ЕНЭ в цепи ВЭФУ прямо пропорциональна заряду q_c , протекающему через основные электроды ВСВК. Отметим, что подобная зависимость для M_e ранее была установлена экспериментально при коммутации в разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ больших импульсных экспоненциально затухающих синусоидальных токов микросекундной длительности для медных, молибденовых и титановых электродов ВСВК [20]. В первом приближении для потери электродом-анодом коммутатора своей массы M_{eN} за N искровых разрядов мощного ЕНЭ электрофизической установки через ВСВК можно воспользоваться расчетным соотношением вида: $M_{eN} \approx N \cdot M_e$. Кроме того, укажем, что при оценке электрической эрозии металлического электрода-анода ВСВК могут быть использованы расчетные выражения (15) и (16).

4. Экспериментальная проверка результатов расчета электрической эрозии стальных электродов в ВСВК разрядной цепи ВЭФУ с ЕНЭ. Данная проверка была выполнена в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ одномодульного исполнения на номинальное напряжение ± 50 кВ с номинальной энергоемкостью его конденсаторной батареи $W_{g0} \approx 416$ кДж (111 шт. параллельно соединенных высоковольтных конденсаторов типа ИК-50-3), формирующем на сосредоточенной RL - нагрузке ($R \approx 10$ мОм; $L \approx 0,3$ мкГн) БИТ микросекундной длительности [9, 14]. Укажем, что экспериментальная ВЭФУ имела следующие собственные электрические параметры (до сборных стальных шин коллектора ЕНЭ без учета влияния коммутатора) [9, 14]: емкость $C_g = 333$ мкФ; индуктивность $L_g = 2,05$ мкГн; активное сопротивление $R_g = 57$ мОм. Для коммутации накопленной в ЕНЭ используемой

ВЭФУ электроэнергии был применен ВСВК каскадного типа на номинальное напряжение ± 50 кВ, содержащий два основных массивных полусферических электрода радиусом $R_e \approx 61,5$ мм и один управляющий массивный сферический электрод диаметром 30 мм, выполненные из стали марки Ст.3 (рис. 2) [7, 9].



Рис. 2. Укрупненный вид трехэлектродной системы ВСВК каскадного типа с двумя массивными основными полусферическими электродами и одним управляющим сферическим электродом из стали марки Ст.3 на номинальное напряжение ± 50 кВ и импульсный микросекундный ток амплитудой I_m до ± 300 кА (вид после однократного воздействия на ее стальные электроды в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ импульсного затухающего синусоидального тока частотой $\omega/2\pi = 4,9$ кГц и первой амплитудой $I_{ms} = -202$ кА; $J_a = 2,12 \cdot 10^6$ Дж/Ом; опытное значение радиуса канала искры $r_{cm} \approx 31$ мм; длина канала искры $l \approx 13,5$ мм)

При зарядном напряжении высоковольтных импульсных конденсаторов указанного ЕНЭ, равном $U_{gc} = \pm 29,7$ кВ, и запасаемой в них электрической энергии $W_g = 147$ кДж рабочий воздушный промежуток между управляющим электродом ВСВК и его потенциальным основным электродом составлял $l_{c1} \approx 9$ мм, а со стороны непотенциального основного электрода коммутатора рабочий воздушный промежуток был равен $l_{c2} \approx 4,5$ мм. В этой связи в экспериментальном ВСВК длина сильноточной искры составляла примерно $l_c = l_{c1} + l_{c2} \approx 13,5$ мм. После подачи на управляющий электрод ВСВК от специального генератора высоковольтного поджигающего микросекундного импульса напряжения амплитудой ± 100 кВ (его полярность соответствовала полярности заряда конденсаторов ЕНЭ) [7, 9] происходил электрический пробой воздушного промежутка длиной l_{c2} , что приводило к пробое воздушного промежутка длиной l_{c1} и срабатыванию указанного коммутатора в целом. В результате срабатывания ВСВК между его стальными электродами возникала сильноточная воздушная искра, разрушающая рабочие поверхности анода, катода и управляющего электрода коммутатора. На рис. 2 как раз и приведены результаты такого электротермического воздействия на указанные стальные электроды ВСВК сильноточного плазменного канала воздушного искрового разряда, происходящего в ВСВК экспериментальной ВЭФУ ($U_{gc} = -29,7$ кВ), в случае протекания через них БИТ, осциллограмма которого представлена на рис. 3.

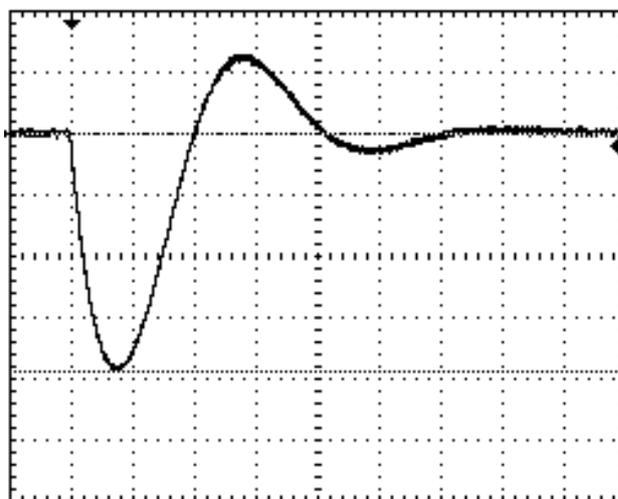


Рис. 3. Осциллограмма импульсного затухающего синусоидального тока $i_d(t)$ в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ и низкоомной сосредоточенной RL -нагрузкой, коммутируемого ВСВК каскадного типа с двумя массивными основными полусферическими электродами и одним управляющим сферическим электродом из стали марки Ст.3 на номинальное напряжение ± 50 кВ и импульсный микросекундный ток амплитудой I_m до ± 300 кА ($U_{gc} = -29,7$ кВ; $W_g = 147$ кДж; $I_{ms} = -202$ кА; $\delta = 13,00 \cdot 10^3$ с $^{-1}$; $\omega = 30,79 \cdot 10^3$ с $^{-1}$; $k_{ds} = 1,783$; $t_{ms} = 36$ мкс; $t_0 = 500$ мкс; $J_a = 2,12 \cdot 10^6$ Дж/Ом; $q_c = 9,93$ Кл; масштаб по вертикали – 52,1 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление).

Измерение АВП импульсного затухающего синусоидального тока $i_d(t)$ в разрядной цепи экспериментальной ВЭФУ с мощным ЕНЭ проводилось при помощи поверенных государственной метрологической службой измерительного коаксиального шунта типа ШК-300 с собственным активным сопротивлением около $R_s \approx 0,2$ мОм и коэффициентом преобразования, равным примерно $K_s \approx 10,42 \cdot 10^3$ А/В [10, 14], и цифрового запоминающего осциллографа Tektronix TDS 1012. В соответствии с приведенной на рис. 3 осциллограммой затухающего синусоидального БИТ $i_d(t)$ с первой полуволной отрицательной полярности в разрядной цепи указанной ВЭФУ его АВП при полной длительности протекания импульса тока $t_0 = 500$ мкс по модулю были примерно равными: $I_{ms} = 202$ кА; $\delta = 13,00 \cdot 10^3$ с $^{-1}$; $\omega = 30,79 \cdot 10^3$ с $^{-1}$; $k_{ds} = 1,783$; $t_{ms} = 36$ мкс.

Приведенным выше АВП разрядного тока $i_d(t)$ в цепи экспериментальной ВЭФУ с ЕНЭ согласно (6) соответствует расчетный максимальный радиус r_{cm} плазменного канала воздушного искрового разряда в исследуемом коммутаторе, равный около 32,7 мм. Из опытных данных, представленных на рис. 2, следует, что максимальный радиус r_{cm} круглой лунки (кратера) разрушения на рабочих поверхностях основных стальных электродов в ВСВК примененной экспериментальной ВЭФУ с ЕНЭ составляет примерно 31 мм. Видно, что расчетные и опытные результаты для радиуса r_{cm} зоны привязки плазменного канала сильноточной искры на рабочих стальных поверхностях анода и катода указанного ВСВК отличаются в пределах 5%. В этой связи можно говорить о том, что полученные нами экспериментальные данные подтверждают работоспособность используемой из [1, 15]

расчетной формулы Брагинского для плазменного канала воздушной искры при ее практическом применении в области БИТ микросекундного временного диапазона.

Результаты обследования рабочих полусферических поверхностей стального анода и катода ВСВК, приведенных на рис. 2, указывают на то, что в рассматриваемом случае геометрическая форма одиночных круглых кратеров разрушения радиусом $r_{cm} \approx 31$ мм в зонах привязки на них силовоточной воздушной искры была близкой к форме шарового сегмента, а их опытная глубина h_e не превышала 7 мкм. В соответствии с (10) и (15) при заданных исходных данных ($I_{ms} = 202$ кА; $\delta = 13,00 \cdot 10^3$ с⁻¹; $\omega = 30,79 \cdot 10^3$ с⁻¹; $k_{ds} = 1,783$; $t_{ms} = 36$ мкс; $U_{ac} = 6,1$ В; $d_e = 7870$ кг/м³; $C_e = 460$ Дж/(кг·°С); $C_m = 84 \cdot 10^3$ Дж/кг; $\theta_0 = 0$ °С; $\theta_m = 1500$ °С [8, 10]) находим, что в нашем случае расчетная наибольшая глубина h_e для эрозивных кратеров разрушения при их расчетном радиусе $r_{cm} \approx 32,7$ мм на рабочих поверхностях массивных основных стальных электродов ВСВК при протекании через коммутатор за один импульсный разряд мощного ЕНЭ ($U_{gc} = -29,7$ кВ; $W_g = 147$ кДж) в силовоточной цепи экспериментальной ВЭФУ электрического заряда $q_c = 9,93$ Кл будет примерно равной 5,9 мкм. Как видим, расхождение между расчетным и опытным значениями для h_e применительно к используемому ВСВК составляет не более 16 %. Укажем, что при этом расчетная убыль массы M_e металла с рабочей поверхности стального электрода-анода в соответствии с (16) составляет примерно 78,2 мг. Тогда для удельной электрической эрозии M_e/q_c стального электрода-анода рассматриваемого ВСВК получаем численное значение, равное около $78,7 \cdot 10^{-4}$ г/Кл. Для сравнения указанного удельного электроэрозивного износа M_e/q_c массивных стальных основных электродов исследуемого ВСВК с известными подобными электрофизическими данными заметим, что в силовоточных высоковольтных газоразрядных коммутаторах на номинальное напряжение ± 50 кВ типа РГУ1-50-100 с основными электродами из металлокомпозиции «вольфрам-медь», рассчитанных на коммутацию затухающих синусоидальных микросекундных БИТ длительностью $t_0 \leq 100$ мкс и амплитудой I_{ms} до 100 кА, удельный электроэрозивный износ их композиционных анода и катода составляет практически на два порядка меньше численное значение и равно примерно $4,4 \cdot 10^{-5}$ г/Кл [21].

Выводы.

1. В соответствии с предложенным новым инженерным подходом для приближенной расчетной оценки энерговыделения и электрической эрозии массивных металлических электродов в ВСВК атмосферного давления, выполняющего коммутацию в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ, необходимы лишь данные об электро- и теплофизических характеристиках металла анода и катода его ДЭС, усредненной удельной электропроводности γ_c низкотемпературной плазмы в канале воздушного искрового разряда между электродами ВСВК и АВП импульсного разрядного тока $i_d(t)$ в силовоточной цепи ВЭФУ с ЕНЭ.

2. Установлено, что при расчете тепловой энергии W_c , выделяющейся в воздушной искре исследуемого

ВСВК, может быть использовано новое электрофизическое понятие, касающееся эквивалентного активного сопротивления R_c импульсной воздушной искры, постоянного в течение всего процесса колебательного или апериодического разряда ЕНЭ ВЭФУ на электрическую нагрузку. Получена оригинальная расчетная формула (7) для нахождения приближенного численного значения R_c по известным данным для γ_c , длины l_c канала воздушной искры и АВП импульсного синусоидального (апериодического) тока разряда ЕНЭ в силовоточной цепи ВЭФУ с RL -нагрузкой.

3. Выполненные силовоточные эксперименты в разрядной цепи ВЭФУ с мощным ЕНЭ подтвердили достоверность некоторых полученных и используемых в математических выкладках расчетных соотношений (в частности, формул (6), (10), (15) и (16)) для приближенной оценки энерговыделения и электрической эрозии массивных металлических электродов ДЭС в исследуемом ВСВК атмосферного давления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дашук П.Н., Зайенц С.Л., Комельков В.С., Кучинский Г.С., Николаевская Н.Н., Шкурпат П.И., Шнейерсон Г.А. Техника больших импульсных токов и магнитных полей. – М.: Атомиздат, 1970. – 472 с.
2. Накопление и коммутация энергии больших плотностей / Под ред. У. Бостика., В. Нарди, О. Цукера: Пер. с англ. Э.И. Асиновского, В.С. Комелькова. – М.: Мир, 1979. – 474 с.
3. Баранов М.И. Применение новых газоразрядных и твердотельных полупроводниковых коммутаторов в силовоточных цепях мощных высоковольтных электрофизических установок // Электротехника і електромеханіка. – 2009. – №1. – С. 55-58. doi: 10.20998/2074-272X.2009.1.11.
4. Баранов М.И. Применение новых вакуумных коммутаторов в силовоточных цепях мощных высоковольтных электрофизических установок и схемах аварийной защиты силового электрооборудования // Электротехника і електромеханіка. – 2009. – №3. – С. 5-10. doi: 10.20998/2074-272X.2009.3.01.
5. Boyko N.I., Evdoshenko L.S., Zarochentsev A.I., Ivanov V.M., Tour A.N. High-Voltage Spark Gaps for Technological Purposes // Instruments and Experimental Technique. – 2001. – vol.44. – no.2. – pp. 204-212. doi: 10.1023/a:1017515003483.
6. Баранов М.И., Бочаров В.А., Зябло Ю.П., Мельников П.Н. Высоковольтные силовоточные искровые коммутаторы для генераторов импульсных напряжений и токов // Технічна електродинаміка. – 2003. – №3. – С. 41-47.
7. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Nosenko M.A. High-voltage high-current air-filled spark gaps of an artificial-lightning-current generator // Instruments and Experimental Techniques. – 2008. – vol.51. – no.6. – pp. 833-837. doi: 10.1134/s0020441208060109.
8. Кухлинг Х. Справочник по физике / Пер. с нем. под ред. Е.М. Лейкина. – М.: Мир, 1982. – 520 с.
9. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A current generator of the artificial lightning for full-scale tests of engineering objects // Instruments and Experimental Technique. – 2008. – vol.51. – no.3. – pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
10. Баранов М.И., Князев В.В., Рудаков С.В. Расчетная и опытная оценка результатов электротермического воздействия нормированного по международному стандарту IEC 62305-1-2010 импульса тока короткого удара искусственной молнии на тонкостенное покрытие из нержавеющей стали // Электротехніка і електромеханіка. – 2017. – №1. – С. 31-38. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

11. Райзер Ю.П. Физика газового разряда. – М.: Наука, 1987. – 592 с.

12. Намитокв К.К. Электроэрозионные явления. – М.: Энергия, 1978. – 456 с.

13. Буткевич Г.В., Белкин Г.С., Ведешенков Н.А., Жаворонков М.А. Электрическая эрозия сильноточных контактов и электродов. – М.: Энергия, 1978. – 256 с.

14. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография. Том 3: Теория и практика электрофизических задач. – Х.: Точка, 2014. – 400 с.

15. Лозанский Э.Д., Фирсов О.Б. Теория искры. – М.: Атомиздат, 1975. – 272 с.

16. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.

17. Баранов М.И. Приближенный расчет максимальной температуры плазмы в сильноточном канале искрового разряда высоковольтного воздушного коммутатора атмосферного давления // Технічна електродинаміка. – 2010. – №5. – С. 18-21.

18. Гулий Г.А. Научные основы разрядно-импульсных технологий. – К.: Наукова думка, 1990. – 208 с.

19. Абрамов Н.Р., Кужекин И.П., Ларионов В.П. Характеристики проплавления стенок металлических объектов при воздействии на них молнии // Электричество. – 1986. – №11. – С. 22-27.

20. Белкин Г.С., Киселев В.Я. Влияние материала электродов на эрозию при сильных токах // Журнал технической физики. – 1967. – Т.37. – №5. – С. 977-979.

21. Ермилов И.В. Разработка комплекса высоковольтного сильноточного оборудования нового поколения для магнитно-импульсной обработки материалов // Труды международной научно-технической конференции МИОМ-2007 (Российская Федерация, Самара, СГАУ, 18-19 сентября 2007). – С. 88-98.

REFERENCES

1. Dashuk P.N., Zayents S.L., Komel'kov V.S., Kuchinskiy G.S., Nikolaevskaya N.N., Shkuropat P.I., Shneerson G.A. *Tehnika bol'shikh impul'snykh tokov i magnitnykh polej* [Technique large pulsed currents and magnetic fields]. Moscow, Atomizdat Publ., 1970. 472 p. (Rus).

2. Bostic W., Nardi V., Zucker O. *Nakoplenie i kommutatsiya energii bol'shikh plotnostej* [Accumulation and commutation of energy of high densities]. Moscow, Mir Publ., 1979. 474 p. (Rus).

3. Baranov M.I. Application of new gas-discharge and solid-state semiconductor switchboards in high-current circuits of powerful high-voltage electrophysical installations. *Electrical engineering & electromechanics*, 2009, no.1, pp. 55-58. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2009.1.11.

4. Baranov M.I. Application of new vacuum switchboards in high-current circuits of powerful high-voltage electrophysical installations and emergency protection circuits of power electrical equipment. *Electrical engineering & electromechanics*, 2009, no.3, pp. 5-10. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2009.3.01.

5. Boyko N.I., Evdoshenko L.S., Zarochentsev A.I., Ivanov V.M., Tour A.N. High-Voltage Spark Gaps for Technological Purposes. *Instruments and Experimental Technique*, 2001, vol.44, no.2, pp. 204-212. doi: 10.1023/a:1017515003483.

6. Baranov M.I., Bocharov V.A., Zyabko Yu.P., Melnikov P.N. High-voltage strong current spark switches for high-voltage impulse and current generators. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2003, no.3, pp. 41-47. (Rus).

7. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Nosenko M.A. High-voltage high-current air-

filled spark gaps of an artificial-lightning-current generator. *Instruments and Experimental Techniques*, 2008, vol.51, no.6, pp. 833-837. doi: 10.1134/s0020441208060109.

8. Kuhlning H. *Spravochnik po fizike. Per. s nem.* [Dictionary on Physics. Translated from German]. Moscow, Mir Publ., 1982. 520 p. (Rus).

9. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, vol.51, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.

10. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. Calculation and experimental estimation of results of electro-thermal action of rationed by the international standard IEC 62305-1-2010 impulse current of short blow of artificial lightning on the thin-walled coverage from stainless steel. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.1, pp. 31-38. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

11. Raiser Yu.P. *Fizika gazovogo razrjada* [Physics of gas discharge]. Moscow, Nauka Publ., 1987. 592 p. (Rus).

12. Namitokov K.K. *Elektroerozionnye javlenija* [Electroerosion phenomena]. Moscow, Energia Publ., 1978. 456 p. (Rus).

13. Butkevich G.V., Belkin G.S., Vedeshenkov N.A., Zhavoronkov M.A. *Elektricheskaja erozija sil'notochnykh kontaktov i elektrodov* [Electrical erosion of high current contacts and electrodes]. Moscow, Energia Publ., 1978. 256 p. (Rus).

14. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki. Tom 3: Teorija i praktika elektrofizicheskikh zadach* [Selected topics of electrophysics tasks]. Vol. 3: Theory and practice of electrophysics tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2014. 400 p. (Rus).

15. Lozanskiy E.D., Firsov O.B. *Teorija iskry* [Theory of spark]. Moscow, Atomizdat Publ., 1975. 272 p. (Rus).

16. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.

17. Baranov M.I. An approximate calculation of the maximum temperature of the plasma in high-current high-voltage spark discharge channel switch air atmospheric pressure. *Tekhnichna Elektrodynamika*, 2010, no.5, pp. 18-21. (Rus).

18. Gulyi G.A. *Nauchnye osnovy razriadno-impul'snykh tekhnologii* [Scientific basis of the discharge-pulse technology]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1990. 208 p. (Rus).

19. Abramov N.R., Kuzhekin I.P., Larionov V.P. Characteristics of penetration of the walls of metal objects when exposed to lightning. *Electricity*, 1986, no.11, pp. 22-27. (Rus).

20. Belkin G.S., Kiselev V.Ya. Influence of electrode material on erosion at strong currents. *Technical Physics*, 1967, vol.37, no.5, pp. 977-979. (Rus).

21. Ermilov I.V. Development of a complex of high-voltage high-current equipment of a new generation for magnetic-pulse processing of materials. *Trudy mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii MIOM-2007* [Proceedings of the International Scientific and Technical Conference MPPM-2007]. Russian Federation, Samara, SGAU, 18-19 September, 2007, pp. 88-98. (Rus).

Поступила (received) 27.03.2017

Баранов Михаил Иванович¹, д.т.н., гл.н.с.,
Рудаков Сергей Валерьевич², к.т.н., доц.,
¹ НИПКИ «Молния»

Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
тел/phone +38 057 7076841, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua
² Национальный университет гражданской защиты Украины,
61023, Харьков, ул. Чернышевского, 94,
тел/phone +38 057 7073438, e-mail: serg_73@i.ua

M.I. Baranov¹, S.V. Rudakov²

¹ Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya», National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.

² National University of Civil Protection of Ukraine, 94, Chernyshevska Str., Kharkiv, 61023, Ukraine.

An approximate calculation of energy dissipation and electric erosion of electrodes in the high-voltage high-current air switch of atmospheric pressure.

Purpose. To obtain new calculation correlations, determining approximate energy dissipation and electric erosion of massive basic metallic electrodes in the high-voltage high-current air switchboard (HVCAS) of atmospheric pressure, in-use in the bit chain of the high-voltage electrophysics setting (HVES) with the powerful capacity store of energy (CSE). **Methodology.** Electrophysics bases of technique of high-voltage and large impulsive currents (LIC), scientific and technical bases of development and planning of high-voltage heavy-current impulsive electro-devices, including HVES and powerful CSE, and also methods of measuring in their bit chains of LIC of the microsecond temporal range. **Results.** On the basis of new engineering approach the results of calculation estimation of excretions energy and electric erosion of massive basic metallic electrodes are resulted in probed HVCAS. New correlations are obtained for the approximate calculation of thermal energy, selected in an impulsive air spark and on the workings surfaces of anode and cathode of HVCAS. It is entered and a new electrophysics concept, touching equivalent active resistance of impulsive air spark, is mathematically certain. New formulas are obtained for the approximate calculation of most depth of single round crater of

destruction on the workings surfaces of basic metallic electrodes of HVCAS, and also mass of metal, thrown out magnetic pressure from this crater of destruction on the electrodes of switch for one electric discharge through them powerful CSE HVES. It is shown that the radius of the indicated single crater of destruction is approximately equal to the maximal radius of plasma channel of a spark discharge between a cathode and anode of HVCAS. The executed high-current experiments in the bit chain of HVES with powerful CSE validated row of the got and in-use calculation correlations for the estimation of energy dissipation and electric erosion of metallic electrodes in examined HVCAS. **Originality.** New engineering approach is developed for the approximate calculation and estimation of energy dissipation and electric erosion of basic metallic electrodes in HVCAS. A formula is firstly got for approximate calculation unchanging in the process of swaying or aperiodic discharge of CSE HVES on the electric loading of active resistance of impulsive air spark between the electrodes of probed HVCAS. **Practical value.** Drawing on the got results in a high-voltage impulsive technique provides operative implementation of calculation of balance of electric energy in the high-current circuit of HVES with powerful CSE and point electric load, and also prognostication of the technical state of workings surfaces of massive basic metallic electrodes of HVCAS. References 21, figures 3.

Key words: high-voltage high-current air switch, dissipated thermal energy in air spark and on the electrodes of switch, electric erosion of metallic electrodes of switch, depth of single crater of destruction on the electrodes of switch, thrown out mass of metal from the single crater of destruction of electrodes of switch.

А.А. Коробко

МНОГОЧАСТОТНЫЕ АЛГОРИТМЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯ ЖИДКИХ ЭМУЛЬСИЙ МЕТОДОМ РЕЗОНАНСНОЙ ДИЭЛЬКОМЕТРИИ

Запропоновані багаточастотні алгоритми визначення вологовмісту емульсії типу «неполярний рідкий діелектрик – вода» методом резонансної діелькометрії. Використана математична модель емульсії з представленням води у вигляді ідеально провідних сфер. Визначені частотні області коректного застосування моделі у ВЧ та НВЧ діапазонах. У НВЧ діапазоні визначені величини систематичних похибок моделі. Для рішення проблеми «сортової невизначеності» та поліпшення метрологічних характеристик резонансного діелькометричного методу розроблено чотиричастотний алгоритм, що є узагальненим видом три- і двочастотних алгоритмів. Визначена узагальнена метрологічна характеристика чотиричастотного алгоритму та його потенційні можливості. Отримані метрологічні характеристики для три- та двочастотного алгоритмів. Проведено аналіз похибок та коректності теоретичних досліджень шляхом порівняння їх результатів з експериментальними даними для ВЧ та НВЧ діапазонів. Бібл. 10, табл.3, рис. 2.

Ключові слова: вологовміст, резонансна діелькометрія, сортова невизначеність, математична модель емульсії, багаточастотний алгоритм, метрологічна характеристика.

Предложены многочастотные алгоритмы определения влагосодержания эмульсии типа: «неполярный жидкий диэлектрик – вода» методом резонансной диелькометрии. Использована математическая модель эмульсии с представлением воды в виде идеально проводящих сфер. Определены частотные области применимости модели в ВЧ и СВЧ диапазонах. В СВЧ диапазоне определены величины систематических погрешностей модели. Для решения проблемы «сортовой неопределенности» и улучшения метрологических характеристик резонансного диелькометрического метода разработан четырехчастотный алгоритм, являющийся обобщенным видом трех- и двухчастотных алгоритмов. Определена обобщенная метрологическая характеристика четырехчастотного алгоритма и его предельные характеристики. Получены метрологические характеристики для трех- и двухчастотных алгоритмов. Проведен анализ погрешностей и корректности теоретических исследований путем сравнения их результатов с экспериментальными данными для ВЧ и СВЧ диапазонов. Библ. 10, табл.3, рис.2.

Ключевые слова: влагосодержание, резонансная диелькометрия, сортовая неопределенность, математическая модель эмульсии, многочастотный алгоритм, метрологическая характеристика.

Введение. Задача определения влагосодержания технических жидкостей актуальна для практического применения в различных областях промышленности. При этом нижние значения измеряемых величин объемного влагосодержания W в эмульсиях типа «неполярный жидкий диэлектрик – вода» могут составлять от $10 \text{ см}^3/\text{м}^3$ для трансформаторного масла до $100 \text{ см}^3/\text{м}^3$ для авиационного керосина. Измерение таких малых величин влагосодержания является сложной технической задачей и требует разработки методов и технических средств измерения влагосодержания с соответствующими характеристиками.

Использование диелькометрии для расчетного определения величины объемного влагосодержания W эмульсий базируется на зависимости диэлектрической проницаемости ε_{eml} однородной эмульсии типа «жидкий неполярный диэлектрик – вода» от величины влагосодержания и диэлектрической проницаемости ε_{nld} обезвоженного неполярного жидкого диэлектрика. Причем эта зависимость может быть получена как экспериментально (методом предварительной калибровки влагомеров с применением «эталонных» эмульсий), так и аналитически, в виде функциональной связи величины объемного влагосодержания W и величин диэлектрических проницаемостей ε_{eml} и ε_{nld} . Данная функциональная связь определяется на основе различных математических моделей эмульсии. В обоих случаях на достоверность полученных результатов оказывает существенное влияние так называемая «сортовая неопределенность». Это зависимость величины влагосодержания от величины диэлектрической

проницаемости и, следовательно, от сорта исследуемой жидкости.

В данной работе рассматриваются теоретические и практические аспекты способов улучшения метрологических характеристик, как самого диелькометрического метода, так и технических средств измерения влагосодержания неполярных жидкостей с одновременным решением проблемы «сортовой неопределенности».

Анализ современного состояния задачи. Для определения низких уровней объемного влагосодержания необходима высокая чувствительность метода. Максимальной чувствительностью характеризуются резонансные диелькометрические методы. Суть этих методов состоит в определении величины диэлектрической проницаемости жидкости, путем измерения резонансной частоты колебательного контура, включающего в себя измерительный преобразователь (ИП) емкостного типа, заполненный исследуемой жидкостью. В них используется широкий спектр частот электромагнитных колебаний от звукового до ВЧ и СВЧ диапазонов [1].

С целью выяснения технического уровня современных резонансных ВЧ и СВЧ диелькометрических влагомеров для жидких неполярных диэлектриков был проведен анализ характеристик современных типовых влагомеров, представленных на рынке (табл. 1).

Рассмотренные влагомеры существенно отличаются по их техническому уровню, который можно характеризовать величиной абсолютной погрешности измерения влагосодержания на нижнем диапазоне.

© А.А. Коробко

Таблица 1
Характеристики типовых современных ВЧ и СВЧ
влагомеров

№	Тип влагомера (диапазон измерений W , $\text{см}^3/\text{м}^3$)	Абсолютная погрешность измерений, $\text{см}^3/\text{м}^3$
1	EASZ-1 (0 – 10^4)	± 100
2	УВДН -1ПМ1 (100 – $6 \cdot 10^4$)	± 100
3	EASZ-1BS&W (0 – 10^4)	± 100
4	FIZEPR – SW 100.30 (1000 – 3000)	± 200
5	ЭУДВН-1л (200 – $2 \cdot 10^4$)	± 200
6	УДВН-1эп (100 – $2 \cdot 10^4$)	± 250
7	Universal IV CM (0 – 10^4)	± 300
8	OW-301 (0 – 10^4)	± 500
9	MBH – 1 (0 – $3 \cdot 10^4$)	± 500
10	PHASE DYNAMICS – L (0 – $2 \cdot 10^4$)	± 500

Как видно из табл. 1, диэлькометрические влагомеры, соответствующие лучшим образцам (№ 1 – 3 табл. 1) не позволяют корректно проводить измерение величины объемного влагосодержания меньше чем $100 \text{ см}^3/\text{м}^3$. Следует отметить, что во всех рассмотренных влагомерах проблема «сортовой неопределенности» не решена, так как необходима их предварительная калибровка.

Существующие алгоритмы решения проблемы «сортовой неопределенности» диэлькометрических влагомеров рассмотрены в работах [1-5]. К ним относятся следующие алгоритмы.

А. Алгоритм с введением в рабочее пространство ИП диэлектрических цилиндров.

В. Алгоритмы: с разделением потоков исследуемой эмульсии; с добавкой заданного расхода воды; с добавками воды и контролируемой среды.

С. Алгоритм с использованием методов наименьших квадратов.

Д. Алгоритм с использованием полиномов Лагранжа.

Е. Алгоритмы аддитивного и мультипликативного типов.

Ф. Аддитивный алгоритм с введением металлической пластины в межэлектродное пространство ИП емкостного типа.

Проведенный анализ показал, что данные алгоритмы не применимы для увеличения чувствительности диэлькометрических влагомеров до величин объемного влагосодержания порядка $10 \text{ см}^3/\text{м}^3$ (10^{-5} в безразмерных величинах) по следующим причинам: не учитываются паразитные параметры ИП емкостного типа (и краевые эффекты для алгоритма *F*); обеспечение относительной погрешности измерений диэлектрической проницаемости (алгоритм *A*), расходов и объемов жидкостей (алгоритмы *B-E*) и геометрических размеров (алгоритм *F*) не более 10^{-6} в лаборатор-

ных условиях является крайне сложной практической задачей.

На основании вышеизложенного определен путь реализации диэлькометрического резонансного метода с увеличенной чувствительностью и одновременным решением проблемы «сортовой неопределенности». Это использование алгоритмов с контролируемым изменением состояния эмульсии для резонансного диэлькометрического метода с учетом влияния на метрологические характеристики паразитных параметров и краевых эффектов ИП емкостного типа.

Целью работы является разработка, исследование и обоснование многочастотных алгоритмов определения влагосодержания эмульсий типа «неполярный диэлектрик – вода» методом резонансной диэлектрики с улучшенными метрологическими характеристиками и решением проблемы «сортовой неопределенности».

Исходя из данной цели, задачами работы являются: определение областей применимости физической модели эмульсии в частотной области; разработка многочастотных алгоритмов решения проблемы «сортовой неопределенности»; определение основных метрологических характеристик предлагаемых алгоритмов с учетом влияния паразитных параметров ИП и измерительного генератора (ИГ); экспериментальная проверка корректности предлагаемых тестовых алгоритмов.

Выбор модели эмульсии и определение её областей применимости. В качестве математической модели эмульсии была выбрана модель [7], в которой отдельные капли воды заменены идеально проводящими сферами малого диаметра, находящимися на расстоянии друг от друга значительно превышающем их диаметр и равномерно распределенными по объему. По определению, величина объемного влагосодержания – это отношение объема воды в эмульсии V_{wat} к величине общего объема эмульсии V_{eml} :

$$W = V_{wat} / V_{eml} \quad (1)$$

Математическая модель эмульсии определяет функциональную связь величин объемного влагосодержания W и диэлектрических проницаемостей ϵ_{eml} и ϵ_{nld} [7]:

$$\epsilon_{eml} = \epsilon_{nld}(1 + 3W) \quad (2)$$

В работе [7] была определена частотная область корректности данной модели для ВЧ диапазона частот, которая простирается до 2 МГц. В данном диапазоне частот вода ведет себя как идеальный проводник с диэлектрической проницаемостью, равной бесконечности.

С другой стороны, электрофизические свойства воды таковы, что в диапазоне частот приблизительно от 100 МГц до 1 ГГц величина ϵ_{wat} изменяется незначительно (от 78,2 до 78,0). При этом в указанном диапазоне вода ведет себя как совершенный диэлектрик (величина тангенса угла диэлектрических потерь не более 0,005) [8]. Учитывая, что $\epsilon_{wat} \gg \epsilon_{eml}$, можно распространить данную математическую модель эмульсии и на диапазон частот 100 МГц – 1 ГГц. В результате этого возникает систематическая погрешность, обусловленная свойствами самой упрощенной математической модели на этих частотах. Идеально

проводящие сферы, моделирующие реальные капли воды в эмульсии ($\epsilon_{wat} = 81$), заменяются в математической модели эмульсии на сферы аналогичных размеров из идеального диэлектрика ($\epsilon_{wat} = \infty$).

Идеализированная расчетная схема для определения систематической погрешности математической модели, обусловленной влиянием изменения величины ϵ_{wat} , для обобщенной схемы емкостного (ИП) приведена на рис. 1.

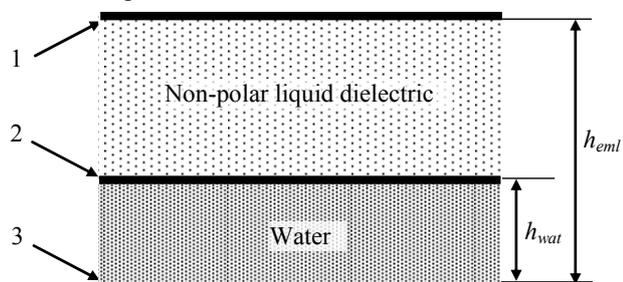


Рис. 1. Идеализированная расчетная схема ИП для определения систематической погрешностей модели эмульсии: 1, 3 – электроды ИП; 2 – плоская граница раздела; h_{eml} и h_{wat} – толщины слоев эмульсии и воды ($W = h_{wat} / h_{eml}$)

Капли воды с суммарным объемом V_{wat} заменяются линейным слоем постоянной толщины h_{wat} на поверхности нижнего электрода ИП.

Определение величины систематической погрешности для диапазона 100 МГц – 1 ГГц сводится к сопоставлению величин емкостей плоского конденсатора, образованного обкладками 1,3 ИП для значений $\epsilon_{wat} = \infty$ и $\epsilon_{wat} = 81$ среды между границей раздела 2 и нижней обкладкой. Учитывая выражение (1) и тот факт, что емкость ИП между обкладками 1 и 3 определяется емкостью двух последовательно соединенных конденсаторов (с электродами 1 – 2 и электродами 2 – 3) величина эффективной диэлектрической проницаемости слоистой среды ϵ' в общем случае равна:

$$\epsilon' = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_{wat}} + \frac{1-W}{\epsilon_{nld}}} \quad (3)$$

В табл. 2 приведены расчетные значения ϵ' для $\epsilon_{wat} = \infty$ и $\epsilon_{wat} = 81$ при различных величинах объемного влагосодержания, а также величины систематических погрешностей математической модели в диапазоне частот 100 МГц – 1 ГГц, которые определяются как $(\epsilon'_{\infty} - \epsilon'_{81}) / \epsilon'_{\infty}$ (ϵ'_{∞} и ϵ'_{81} – эквивалентные диэлектрические проницаемости слоистой среды для $\epsilon_{wat} = \infty$, $\epsilon_{wat} = 81$ и $\epsilon_{nld} = 2$).

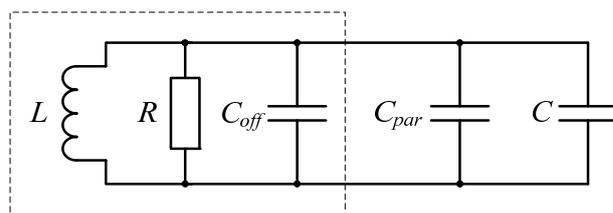
Таблица 2

Систематические погрешности математической модели эмульсии для диапазона частот 100 МГц – 1 ГГц

$W, \%$	10^{-1}	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
ϵ'_{∞}	2,22	2,02	2,002	2,0002	2,00002
ϵ'_{81}	2,162	1,97	1,953	1,9519	1,9518
$\frac{\epsilon'_{\infty} - \epsilon'_{81}}{\epsilon'_{\infty}}$	0,0261	0,0248	0,0245	0,0241	0,0241

С учетом линейности соотношения (2), замена $\epsilon_{wat} = 81$ на $\epsilon_{wat} = \infty$ для влагосодержания $10^{-5} \leq W \leq 0,1$ приводит к появлению систематической относительной погрешности определения ϵ_{eml} данной математической модели эмульсии не более 2,61 % для диапазона частот от 100 МГц до 1 ГГц, что удовлетворяет требованиям практического применения.

Общий алгоритм решения задачи «сортовой неопределенности». Для решения проблемы «сортовой неопределенности» и учета влияния паразитных емкостей ИП и ИГ предлагается ряд многочастотных алгоритмов, обобщенным видом которых является четырехчастотный алгоритм. На рис. 2 приведена обобщенная эквивалентная схема замещения резонансного влагомера, которая характеризует емкостные ИП как сосредоточенного, так и распределенного типа.



Measuring generator

Рис. 2. Обобщенная эквивалентная схема замещения резонансного влагомера с ИП емкостного типа: L – индуктивный элемент ИГ; C_{off} – паразитная емкость генератора; C_{par} – «слепая» (конструктивная) емкость ИП; C – рабочая емкость измерительного преобразователя; R – сопротивление потерь

Четырехчастотный алгоритм требует проведения следующих четырех стадий.

1. Определение частоты резонанса F_{off} колебательного контура при отключенном ИП.
2. Определение частоты резонанса F_{air} колебательного контура при подключенном ИП, заполненном воздухом.
3. Определение частоты резонанса F_{nld} колебательного контура при подключенном ИП, заполненном обезвоженным жидким неполярным диэлектриком.
4. Определения частоты резонанса F_{eml} колебательного контура при подключенном ИП, заполненном исследуемой эмульсией.

Четыре значения резонансных частот колебательного контура позволяют определить четыре неизвестные величины. В зависимости от того, чем заполнен измерительный преобразователь, величина C принимает следующие различные значения. Для случая заполнения ИП воздухом эта величина равна рабочей емкости ИП на воздухе $C = C_{air}$; для случая заполнения ИП обезвоженным жидким неполярным диэлектриком $C = \epsilon_{nld} \cdot C_{air}$; для случая заполнения ИП исследуемой эмульсией $C = \epsilon_{eml} \cdot C_{air}$.

Величина «слепой» емкости C_{par} постоянна и определяется конструктивным способом крепления потенциального электрода ИП. В общем случае величина C_{par} составляет долю m от рабочей емкости измерительного преобразователя C_{air} :

$$C_{par} = m \cdot C_{air}; \quad (m \geq 0). \quad (4)$$

Для упрощения будем считать величину m заданной, а приведенный RLC колебательный контур, контуром без потерь ($R = \infty$).

Практическая реализация данного многочастотного алгоритма по определению величин ε_{nld} и ε_{eml} заключается в последовательном определении резонансных частот контуров F_{off} , F_{air} , F_{nld} , F_{eml} . При этом частота F_{off} – это частота резонанса контура L , C_{off} при отключенном ИП:

$$F_{off} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_{off}}} \quad (5)$$

Следующим этапом является определение резонансной частоты F_{air} контура при ИП, заполненным воздухом:

$$F_{air} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_{off} + LC_{air}(1+m)}} \quad (6)$$

При заполнении ИП обезвоженным жидким неполярным диэлектриком частота резонанса F_{nld} равна:

$$F_{nld} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_{off} + LC_{air}m + LC_{air}\varepsilon_{nld}}} \quad (7)$$

И, наконец, при заполнении ИП исследуемой эмульсией частота резонанса F_{eml} равна:

$$F_{eml} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_{off} + LC_{air}m + LC_{air}\varepsilon_{eml}}} \quad (8)$$

Решение системы уравнений, определяемой выражениями (5) – (8) относительно неизвестных величин ε_{nld} и ε_{eml} позволяет определить неизвестное влагосодержание W через величины резонансных частот F_{off} , F_{air} , F_{nld} , F_{eml} и конструктивный коэффициент измерительного преобразователя m :

$$W = \frac{A}{3B}, \quad (9)$$

где $A = F_{air}^2 \cdot F_{nld}^2 \cdot (F_{off}^2 - F_{eml}^2) - F_{air}^2 \cdot F_{eml}^2 \cdot (F_{off}^2 - F_{nld}^2)$;
 $B = F_{air}^2 \cdot F_{eml}^2 \cdot (F_{off}^2 - F_{nld}^2) - F_{nld}^2 \cdot F_{eml}^2 \cdot (F_{off}^2 - F_{air}^2) \cdot m / (m+1)$.

Выражение (9) является основной обобщенной метрологической характеристикой четырехчастотного алгоритма определения влагосодержания методом резонансной диэлькометрии для определения влагосодержания эмульсии в зависимости от величин F_{off} , F_{air} , F_{nld} , F_{eml} и m .

В общем случае погрешности определения влагосодержания включают в себя как систематические, так и случайные погрешности. Систематические погрешности, обусловленные неточностью математической модели эмульсии, были определены ранее.

Исходя из анализа выражения (9), величина случайной погрешности определения влагосодержания $\Delta W/W$ в зависимости от величин абсолютных погрешностей (ΔF_{off} , ΔF_{air} , ΔF_{nld} , ΔF_{eml} , Δm) определения самих величин F_{off} , F_{air} , F_{nld} , F_{eml} и m имеет следующий вид (при этом процессы определения F_{off} , F_{air} , F_{nld} , F_{eml} и m независимы):

$$\frac{\Delta W}{W} = \frac{\sqrt{\sum_{n=1}^5 Y_n^2}}{W(F_{off}, F_{air}, F_{nld}, F_{eml}, m)}, \quad (10)$$

где

$$Y_1^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial F_{off}} \right)^2 \Delta F_{off}^2 ; Y_2^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial F_{air}} \right)^2 \Delta F_{air}^2 ;$$

$$Y_3^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial F_{nld}} \right)^2 \Delta F_{nld}^2 ; Y_4^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial F_{eml}} \right)^2 \Delta F_{eml}^2 ;$$

$$Y_5^2 = \left(\frac{\partial W}{\partial m} \right)^2 \Delta m^2 .$$

В величины абсолютных погрешностей ΔF_{off} , ΔF_{air} , ΔF_{nld} , ΔF_{eml} и Δm входят как систематические, так и случайные погрешности их определения.

Трехчастотный алгоритм. При $m = 0$ в выражении (9) «слепая» емкость ИП не учитывается. Тогда выражение (9) существенно упрощается и переходит к виду, аналогичному полученному ранее выражению для W в работе [8]:

$$W = \frac{1}{3} \cdot \frac{\frac{1}{F_{eml}^2} - \frac{1}{F_{nld}^2}}{\frac{1}{F_{nld}^2} - \frac{1}{F_{off}^2}} \quad (11)$$

Выражение (11) является метрологической характеристикой трехчастотного алгоритма определения влагосодержания методом резонансной диэлькометрии.

Для конкретной конструкции емкостного ИП [9] были определены величины объемного влагосодержания W по точной формуле (9) ($W_{(9)}$) и по приближенной формуле (11) ($W_{(11)}$) и составили: $W_{(9)} = 0,0215$ и $W_{(11)} = 0,0209$, соответственно.

Разность величин $W_{(9)}$ и $W_{(11)}$ определяет величину абсолютной систематической погрешности определения влагосодержания без учета «слепой» емкости, а величина $(W_{(9)} - W_{(11)}) / W_{(9)}$ характеризует систематическую относительную погрешность. Эта относительная систематическая погрешность для $m = 0,0664$ и для диапазона частот ИГ до 2 МГц равна: $(W_{(9)} - W_{(10)}) / W_{(9)} = 0,027$ [9].

Анализ предельных характеристик четырех- и трехчастотного алгоритмов. Для конкретного влагомера с ИП сосредоточенного типа [9], в котором реализованы четырех- и трехчастотные алгоритмы, был проведен анализ величины точности определения влагосодержания в эмульсии типа «трансформаторное масло – вода» при $F_{off} = 1145290,4$ Гц; $\Delta F_{off} = 2$ Гц; $F_{air} = 946516,0$ Гц; $\Delta F_{air} = 1,5$ Гц; $F_{nld} = 827303,9$ Гц; $\Delta F_{nld} = 0,9$ Гц; $F_{eml} = 821291,0$ Гц; $\Delta F_{eml} = 3,4$ Гц; $m = 0,0664$; $\Delta m = 0,0038$. Анализ производился для четырехчастотного алгоритма, как наиболее точного.

Величины m и Δm определялись расчетным путем, исходя из геометрических размеров ИП и диэлектрических характеристик фторопласта-4: конструктивного изоляционного элемента, фиксирующего потенциальный электрод ИП и определяющего величину «слепой» емкости ИП [9].

Полученное при этом из выражений (5) – (10) расчетное значение величины относительной погрешности определения влагосодержания составило: $\Delta W/W = 0,011$. Данная величина определяет ограничение по нижнему пределу измеряемого влагосодержания

ния влагомерами с ИП сосредоточенного типа для четырех- и трехчастотных алгоритмов (в ВЧ диапазоне до 2 МГц) величиной порядка $600 \text{ см}^3/\text{м}^3$ [9].

Двухчастотный алгоритм. Анализ выражений (9, 10) и схемы на рис. 2 показал, что увеличению чувствительности способствует уменьшение влияния емкости C_{off} на частоту резонанса ИП. Минимальное влияние паразитной емкости генератора будет при $C_{off} = 0$. При этом $m = 0$, $\Delta m = 0$, $F_{off} = \infty$ и выражение (11) преобразуется к виду:

$$W = \frac{1}{3} \cdot \frac{\frac{1}{F_{eml}^2} - \frac{1}{F_{nld}^2}}{\frac{1}{F_{nld}^2}} = \frac{1}{3} \cdot \frac{F_{nld}^2 - F_{eml}^2}{F_{eml}^2}. \quad (12)$$

Для малых величин отношения $(F_{nld}^2 - F_{eml}^2) / F_{eml}^2 < 0,1$

выражение (12) упрощается и с точностью до членов второго порядка имеет следующий вид:

$$W \approx \frac{2}{3} \cdot \frac{F_{nld} - F_{eml}}{F_{eml}}. \quad (13)$$

Выражения (12) и (13) являются метрологической характеристикой двухчастотного алгоритма определения влагосодержания методом резонансной диэлькометрии.

Технические аспекты практической реализуемости двухчастотного алгоритма. Проанализируем технические возможности создания ИП с величинами $m = 0$ и $C_{off} = 0$. Самым радикальным способом обеспечения $m = 0$ является замена конструкционного диэлектрического материала, поддерживающего потенциальный электрод емкостного ИП «металлическим» изолятором. Например, выполнение ИП в виде короткозамкнутой четвертьволновой линии. При этом центральный (потенциальный) электрод этой линии наглухо соединен с наружным электродом, а исследуемая жидкость находится в пространстве между этими электродами [10]. ИП такого типа является системой с распределенными параметрами и позволяет реализовать режим $m = 0$. Как показано в [6, 10], переход в СВЧ диапазон частот позволяет существенно увеличить чувствительность метода резонансной диэлькометрии. Главной проблемой при этом является большая геометрическая длина ИП при работе в диапазоне частот 100 МГц – 1 ГГц, а также малое отличие первой и последующих резонансных частот ИП распределенного типа.

Предложенный и исследованный в работе [10] ИП распределенного типа с измерительным элементом в виде ступенчатого неоднородного коаксиального резонатора (СНКР) свободен от указанных недостатков и позволил при минимальных его размерах реализовать работу в СВЧ диапазоне частот (100 – 200) МГц.

Для реализации случая $C_{off} = 0$ была использована особенность ИП на основе СНКР, состоящая в существенно большей величине его добротности по отношению к емкостным ИП сосредоточенного типа. Это позволяет реализовать режим $C_{off} = 0$ за счет очень малого коэффициента связи измерительного генератора с ИП посредством индуктивной петли

связи, которая геометрически расположена вблизи заземленного конца внутреннего (потенциального) электрода СНКР. При этом обеспечивается минимальное влияние петли связи на электрическое поле в СНКР, так как электрическое поле в этом месте СНКР крайне мало, а привнесенная емкость ИГ в рабочую емкость СНКР существенно уменьшается и ее влиянием можно пренебречь. Таким образом, в измерителях влагосодержания типа СНКР реализуется двухчастотный алгоритм резонансной диэлькометрии ($m = 0$, $C_{off} = 0$). Этот алгоритм является теоретическим пределом резонансной диэлькометрии, когда две неизвестные величины (ε_{eml} и ε_{nld}) и влагосодержание, как функция этих величин, определяются двумя значениями измеренных частот.

Результаты экспериментальных исследований. Для экспериментальной проверки результатов теоретических исследований было проведено определение влагосодержания приготовленных тестовых эмульсий типа «трансформаторное масло – вода» двумя конкретными влагомерами: с ИП сосредоточенного типа [9] и ИП распределенного типа в виде СНКР [10]. Экспериментальные исследования первого влагомера проводились для проверки обобщенного четырехчастотного алгоритма, а целью исследований второго влагомера была проверка двухчастотного алгоритма. Полученные результаты представлены в табл. 3.

Таблица 3

Результаты экспериментального определения объемного влагосодержания тестовых эмульсий

Тип ИП	Влагосодержание, $\text{см}^3/\text{м}^3$		Абсолютное расхождение, $\text{см}^3/\text{м}^3$	Относительное расхождение, %
	Приготовленная тестовая эмульсия	Измеренное значение		
Сосредоточенный ИП, ВЧ диапазон (1 МГц)	5000 ± 20	4800 ± 54	± 200	$\pm 4,0$
Распределенный ИП СНКР, СВЧ диапазон (0,1 ГГц)	$100 \pm 5,1$	$98,3 \pm 0,6$	$\pm 1,7$	$\pm 1,8$
	10 ± 1	$9,51 \pm 0,5$	$\pm 0,49$	$\pm 5,2$

Для влагомера с ИП сосредоточенного типа величины объемного влагосодержания определялись в соответствии с выражением (9), а для влагомера с ИП распределенного типа – в соответствии с выражением (12), абсолютные погрешности определялись с использованием выражения (10) для обоих влагомеров.

Корректность результатов теоретических исследований характеризуют величины абсолютного и относительного расхождений измеренных величин объемного влагосодержания и величин влагосодержания приготовленных тестовых эмульсии. При этом величина абсолютного расхождения определялась как разность между влагосодержанием приготовленной тестовой эмульсии и его расчетным значением, а величина относительного расхождения, как отношение абсолютной погрешности к величине влагосодержания приготовленной тестовой эмульсии.

Анализ данных приведенных в табл. 3, показывает следующее.

1. Величины относительных расхождений не превышают 4 % и 5,2 % (для ИП сосредоточенного и распределенного типов соответственно), что свидетельствует о хорошем совпадении расчетных результатов со значениями влагосодержаний тестовых эмульсий и корректности результатов теоретических исследований.

2. Величина абсолютного расхождения для влагомера с ИП сосредоточенного типа ($200 \text{ см}^3/\text{м}^3$) практически подтверждает результаты по оценке нижнего предела измеряемого объемного влагосодержания ($600 \text{ см}^3/\text{м}^3$).

3. Влагомер с ИП распределенного типа в виде СНКР позволяет производить измерение влагосодержания эмульсий на основе неполярных жидких диэлектриков с нижним пределом $10 \text{ см}^3/\text{м}^3$ без операций предварительной калибровки.

4. Метрологические характеристики влагомера с ИП распределенного типа в виде СНКР превышают аналогичные характеристики известных диэлектрических влагомеров, представленных в табл. 1.

Выводы.

Предложенные и практически реализованные многочастотные алгоритмы определения объемного влагосодержания жидких эмульсий методом резонансной диэлектрической с учетом паразитных параметров ИП и ИГ позволили решить проблему «сортовой неопределенности» исследуемых жидкостей, существенно улучшив при этом метрологические характеристики диэлектрического метода, и измерить объемное влагосодержание жидких неполярных диэлектриков до 10^{-5} .

Корректность и правильность результатов теоретических исследований подтверждена экспериментальным путем с максимальной величиной относительного расхождения не более 5,2 %.

Перспективным направлением дальнейшего развития предложенных многочастотных алгоритмов с целью улучшения метрологических характеристик, может быть учет их систематических погрешностей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Голуб Е.Ю. Методы и средства повышения точности диэлектрических влагомеров: дис. канд. техн. наук: спец. 05.11.13. «Приборы и методы контроля и определения состава веществ». Нац. аэрокосмический ун-т им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт». – Харьков, 2016. – 199 с.

2. Заболотный А.В. Техническая реализация аддитивных тестов в емкостном первичном преобразователе диэлектрического влагомера нефтепродуктов // Вимірювальна техніка в технологічних процесах. – 2013. – №3. – С. 49-53.

3. Pat. 4916940 USA, INT. Cl.4 G01N 27/22, G01 N 33/22. Method and apparatus for measuring and calculating bulk water in crude oil / Marcel L. Mounge. – № 215058; Decl. 05.07.1988; Publ. 17.04.1990. – p. 9.

4. Пат. 104201 C2 Україна, МПК G01N 27/22. Спосіб вимірювання вологості матеріалів / Заболотний О.В.; Нац. аерокосміч. ун-т ім. М.Є. Жуковського «Харк. авіац. ін-т». – №

201201992; Заявл. 21.02.2012; Опубл. 10.01.2014, Бюл. № 1. – с. 9.

5. Pat. 7129713 B2 USA: IPC G01N 27/22, G01R 27/26. Capacitive moisture sensor / Platon G., Ramm C., Lohr K.; (USA) – № 10/761,841; Decl. 21.01.2004; Publ. 31.10.2006. – 11 p.

6. Суслин М.А. Микроволновый контроль авиационных ГСМ с использованием радиотехнических методов расчета цепей с распределенными параметрами. – М.: Машиностроение, 2006. – 120 с.

7. Рудаков В.В., Коробко А.И., Коробко А.А. Электрофизическая модель поведения эмульсии типа минеральное масло – вода инженерного типа // Вісник НТУ «ХПІ». – 2009. – №39. – С. 158-161.

8. Хиппель А.Р. Диэлектрики и их применение. – М.: Госэнергоиздат, 1953. – 336 с.

9. Рудаков В. В., Коробко А.А. Повышение чувствительности измерений содержания влаги в трансформаторном масле диэлектрическим методом в резонансном режиме // Вісник НТУ «ХПІ». – 2014. – №50(1092). – С. 143-149.

10. Рудаков В. В., Коробко А.А. Высокочувствительный СВЧ измеритель влагосодержания в неполярных диэлектрических жидкостях на основе ступенчатого неоднородного коаксиального резонатора // Електротехніка і електромеханіка. – 2016. – №5. – С. 51-56. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.08.

REFERENCES

1. Golub E.Yu. *Metody i sredstva povysheniya tochnosti dielektricheskikh vlagomerov. Diss. cand. techn. nauk* [Methods and means of increasing the accuracy of dielectric metric moisture meters. Cand. tech. sci. diss.]. Kharkov, 2016. 199 p. (Rus).

2. Zabolotnyy A.V. Technical realization of additive tests in a capacitive primary converter of the diesel-electric moisture meter of petroleum products. *Measuring and Computing Devices in Technological Processes*, 2013, no.3, pp. 49-53. (Rus).

3. Marcel L. Mounge. *Method and apparatus for measuring and calculating bulk water in crude oil*. Patent USA, no.4916940, 1990.

4. Zabolotnyy O.V. *Sposib vymiryuvannya volohosti materialiv* [The method of measuring moisture content]. Patent UA, no.201201992, 2014. (Ukr).

5. Platon G., Ramm C., Lohr K. *Capacitive moisture sensor*. Patent USA, no.7129713, 2006.

6. Suslin M. A. *Mikrovolnovyy kontrol' aviatsionnykh GSM s ispol'zovaniyem radiotekhnicheskikh metodov rascheta tsepey s raspredeleennyimi parametrami* [Microwave monitoring of aviation fuel and lubricants using radio engineering methods for computing circuits with distributed parameters]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2006. 120 p. (Rus).

7. Rudakov V.V., Korobko A.I., Korobko A.A. Electrophysical model of behavior emulsion mineral oil – water engineering type. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2009, no.39, pp. 158-161. (Rus).

8. Hippel A.R. *Dielektriki i ikh primeneniye* [Dielectrics and their application]. Moscow, Gosenergoizdat Publ., 1953. 336 p. (Rus).

9. Rudakov V.V., Korobko A.A. Increasing the sensitivity of the moisture content measurements in transformer oil dielectric method in resonant mode. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2014, no.50(1092), pp. 143-149. (Rus).

10. Rudakov V.V., Korobko A.A. A high sensitive microwave measuring device of the moisture content in the non-polar dielectric liquids based on an inhomogeneous step coaxial resonator. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.5, pp. 51-56. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.08.

Поступила (received) 13.04.2017

Коробко Александр Анатольевич, аспирант,
Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 093 65 080 88, e-mail: andarleks@gmail.com

A.A. Korobko

National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Multifrequency algorithms for determining the moisture content of liquid emulsions by the method of resonance dielcometry.

Purpose. The main attention is paid to the development and investigation of multifrequency algorithms for the realization of the method of resonance dielcometric measurement of the humidity of emulsions of the type «nonpolar liquid dielectric-water». Multifrequency algorithms take into account the problem of «uncertainty of varieties» and increase the sensitivity of the dielcometric method. **Methodology.** Multifrequency algorithms are proposed to solve the problem of «uncertainty of varieties» and improve the metrological characteristics of the resonance dielcometric method. The essence of the algorithms is to use a mathematical model of the emulsion and to determine the permittivity of the dehydrated liquid and the emulsion. The task of developing algorithms is to determine and take into account the influence of the parasitic electrical capacitance of the measuring oscillator and the measuring transducer. The essence of the method consists in alternately determining the resonance frequency of the oscillatory circuit with various configurations, which allows to take into account errors from parasitic parameters. The problem of «uncertainty of varieties» is formulated and solved. The metrological characteristics of the resonance

dielcometric method are determined using algorithms. **Results.** Frequency domains of application of mathematical model of an emulsion are defined. An algorithm in a general form with four frequencies suitable for practical implementation in dielcometric resonance measurements is developed. Partial algorithms with three and two frequencies are developed. The systematic values of simulation errors in the emulsion in the microwave range are determined. Generalized metrological characteristics are obtained. The ways of increasing the sensitivity of the dielcometric method are determined. The problem of «uncertainty of varieties» was solved. Experimental data on determination of humidity for the developed algorithms are obtained. The value of the volumetric moisture in the transformer oil was measured. **Originality.** New multifrequency algorithms for determining the moisture content by the resonance dielcometric method have been proposed, investigated and practically realized. A generalized metrological characteristic for an algorithm with four frequencies is obtained. Metrological characteristics of algorithms for three and two frequencies are obtained. The problem of «uncertainty of varieties» was solved. Recommendations for increasing the sensitivity of dielcometric resonance moisture meters are developed and implemented. **Practical value.** The results of this work allow to solve the problem of «variability of varieties», increase sensitivity and accurately determine the moisture content in most nonpolar liquid dielectrics to a value of 10^{-5} . This is applicable in a large field of electrical engineering, machine building, oil refining and the chemical industry. References 10, tables 3, figures 2.

Key words: moisture, method of resonance dielcometry, varietal uncertainty, mathematical model of emulsion, multifrequency algorithm, generalized metrological characteristics.

А.Ю. Чернухин

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ КОРОННОГО РАЗРЯДА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ СИСТЕМ МОЛНИЕЗАЩИТЫ

Наведено результати теоретичних та експериментальних досліджень процесів формування об'ємного заряду в області вершини стрижневого блискавкоприймача. Розглянуто особливості формування стримерної корони на стрижневих блискавкоприймачах з різними конфігураціями вершини в електричному полі грозової хмари. Встановлено залежності сили струму корони від напруженості електричного поля та висоти для кожного варіанта стрижня. Показано, що при цьому часові параметри імпульсів струму стримеру змінюються не більше ніж на 30%, а заряд стримеру і, як наслідок, сила струму корони, збільшуються з ростом напруженості електричного поля. Запропоновано метод вимірювання швидкості просування стримеру. Метод базується на одночасному вимірюванні напруги та струму у розрядному проміжку. Результати пропонують врахувати при сертифікації блискавкоприймачів. Бібл. 10, табл. 4, рис. 9.

Ключові слова: стрижневий блискавкоприймач, імпульсна корона, напруженість електричного поля грозової хмари, струм корони, швидкість стримеру.

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований процессов формирования объемного заряда в области вершины стержневого молниеприемника. Рассмотрены особенности формирования стримерной короны на стержневых молниеприемниках с различными конфигурациями вершины в электрическом поле грозового облака. Установлены зависимости силы тока короны от напряженности электрического поля и высоты для каждого варианта стрижня. Показано, что при этом временные параметры импульсов тока стримера меняются не более чем на 30%, а заряд стримера, и как следствие, сила тока короны увеличиваются по мере роста напряженности электрического поля. Предложено метод измерения скорости продвижения стримера. Метод основан на одновременном измерении напряжения и тока на разрядном промежутке. Результаты предлагается учесть при сертификации молниеприемников. Библ. 10, табл. 4, рис. 9.

Ключевые слова: стержневой молниеприемник, импульсная корона, напряженность электрического поля грозового облака, ток короны, скорость стримера.

Введение. Основой систем молниезащиты зданий и сооружений от прямых ударов молнии являются металлические конструкции в виде стержневых, тросовых и сеточных молниеприемников. Требования к устройству таких систем регламентируются стандартами IEC 62305-1:2010 и IEC 62305-3:2010. В отличие от упомянутых выше систем, которые условно можно назвать «пассивными», в мире на протяжении последнего десятилетия предпринимаются попытки создания активных устройств, обеспечивающих существенное увеличение размеров зоны защиты, по сравнению с зоной защиты классического молниеприемника Франклина (далее ПСМ – пассивный стержневой молниеприемник). К числу таких устройств относятся, так называемые «Early streamer emission air terminals» (ESE), которые, по утверждению разработчиков, обеспечивают более быстрое по сравнению с ПСМ создание встречного стримера, способствующего перехвату молнии. Декларируемый радиус защиты ESE молниеприемников прямо пропорционален времени опережения [1]. Основой такого подхода является многократно подтвержденный экспериментально факт формирования встречных лидеров с металлических объектов как заземленных так и не имеющих контакта с землей. Однако не все особенности и условия образования встречного лидера достаточно изучены. В частности, вероятность встреч канала нисходящей молнии с восходящими лидерами носит вероятностный характер. Кроме того, скорость продвижения встречного восходящего лидера зависит от потенциала головки канала молнии, который также имеет случайное значение.

На рынке также предлагаются различные варианты устройств, названных рассеивателями

(Dissipater), обеспечивающих снижение вероятности удара молнии в объект за счет создания вокруг вершины объекта объема воздуха, насыщенного заряженными частицами. Этот эффект обеспечивает снижение напряженности электрического поля над вершиной объекта, в результате чего встречный лидер возникает при больших значениях напряженности электрического поля, формируемого каналом молнии, что приводит к снижению вероятности поражения объекта молнией.

В Научно-исследовательском и проектно-конструкторском институте «Молния» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт» (НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ») за последние 10 лет проведены исследования более 20 типов различных образцов ESE молниеприемников и рассеивателей практически всех компаний, представленных на мировом рынке. В 2007 году были проведены сравнительные испытания ESE терминала компании ERICO (США) в лабораториях Технического университета Валенсии (Испания) и НТУ «ХПИ» (Украина). Результаты испытаний показали, что положения первой редакции (1995 года) стандарта Франции [1] не достаточные для достоверной оценки размеров защитной зоны ESE молниеприемников. В ходе обсуждения результатов было доказано [2], что необходимо внести дополнительные требования на величину дисперсии времени опережения и установить параметры эталонного ПСМ. В новой редакции (2011 г.) стандарта [1] эти рекомендации учтены.

Значительная часть научного сообщества, объединенного в рамках международной конференции ICLP (International Conference Lightning Protection)

© А.Ю. Чернухин

категорически отрицает научную обоснованность положений стандарта [1]. Основными аспектами, не имеющими должного экспериментального подтверждения, являются такие:

- оценка радиуса зоны защиты ESE молниеприемника осуществляется путем умножения времени опережения (определяемого как среднеарифметическое значение по 100 разрядам) на скорость продвижения встречного лидера с молниеприемника, которая установлена равной $10^6 \text{ м}\cdot\text{с}^{-1}$. Экспериментальные значения скорости, полученные с помощью скоростных видеокамер, лежат в диапазоне $(10^4 - 10^6) \text{ м}\cdot\text{с}^{-1}$;

- отсутствие документально подтвержденного экспериментами большего радиуса защиты по сравнению с ПСМ. Неоднократные совместные испытания на моделирующих установках не подтверждали этого факта.

Другая часть сообщества, в которую входят в основном производители и дистрибьюторы рассматриваемых устройств, объединена в рамках Международной ассоциации молниезащиты ILPA (International Lightning Protection Association), которая проводит собственные научные симпозиумы.

Возникшее противоречие имеет не только научный аспект, но обуславливает важные проблемы практического применения новых устройств. Ошибочное определение размеров зоны защиты обуславливает снижение вероятности перехвата молнии системой молниезащиты, что может иметь негативные последствия. Тем не менее, на сегодняшний день, стандарт [1] введен в действие в ряде стран, в том числе Франции, Испании, Казахстане, Латвии, которые фактически легализовали использование ESE молниеприемников с учетом расчетной зоны защиты. Настоячивые попытки предпринимаются внедрить стандарт [3] в Украине. Сложившиеся обстоятельства побудили НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» и функционирующий на его базе Технический комитет Украины по стандартизации в сфере электромагнитной совместимости (ТК 22) инициировать исследования с целью разобраться в физике сопутствующих явлений.

Основой принципа действия обоих типов новых устройств являются процессы коронного разряда с металлических стержней и игл. Поэтому, научное обоснование реальных защитных свойств таких устройств требует детального исследования физики коронного разряда в условиях нахождения изделий в электрическом поле грозового облака.

Анализ последних исследований и публикаций. Исследования процессов коронного разряда проводятся на протяжении многих десятилетий. Однако, они не прекращаются и по сей день. Причина заключается в том, что процессы имеют вероятностный характер, а полнота и достоверность результатов исследований в значительной мере зависит от используемых средств измерения электрофизических величин и скорости видео регистрации. Естественно, что информация, полученная в последние годы, точнее за счет качественно нового уровня упомянутой выше техники.

Принцип действия ESE терминала основан на предположении, что возникновение стримера, переходящего во встречный к каналу нисходящей молнии лидер, с такого терминала происходит ранее, чем с обычного стержневого молниеприемника [1]. Следовательно, величина времени опережения является основной технической характеристикой ESE терминала. При этом, восходящий стример возникает на фоне коронного разряда, являющегося неотъемлемой частью процесса. Поэтому, решение рассматриваемой проблемы в нашем институте начато с исследования закономерностей развития стримерной короны и перехода ее во встречный лидер [2].

В определенной степени появление короны негативно влияет на защитные свойства молниеприемника, т.к. ее наличие препятствует развитию встречного лидера. Вопросам изучения процесса коронного разряда посвящено большое число работ, в том числе [3-6]. Для зажигания короны величина напряженности электрического поля на вершине коронирующего электрода должна превышать определенное критическое значение (E_c). Впервые это значение было получено эмпирическим путем Пиком для электрода цилиндрической формы:

$$E_c = 29,8\delta \left[1 + \frac{0,3}{(\delta R)^{1/2}} \right], \quad (1)$$

где: E_c – значение критической напряженности, кВ/см; $\delta = N/N_0$; N , N_0 – плотность газа при существующих и нормальных условиях соответственно, R – радиус электрода, см.

В работе [5] представлена формула (2) для электрода сферической геометрии радиусом R

$$E_c = 27,8 \left[1 + \frac{0,54}{(R)^{1/2}} \right]. \quad (2)$$

Сравнение результатов оценки по этим формулам для электродов радиусом $R \leq 1$ см, для которых формулы справедливы, представлено в табл. 1.

Таблица 1
Значения критической напряженности электрического поля, вычисленные по формуле Пика и Базеляна [5]

R , см	0,1	0,5	1,0
E_c , кВ/см	58,5	42,6	39,0
E_c [5], кВ/см	75,1	48,9	42,8

Очевидно, что расхождение между значениями критической напряженности возрастает по мере уменьшения радиуса электрода.

В промежутках с большой степенью неоднородности электрического поля плазменная область, возникающая вследствие коронного разряда, может проникнуть в зону с низкой напряженностью только в виде тонкого канала – стримера. Когда стример попадает в область слабого поля, его скорость замедляется, он может остановиться. Такой незавершенный процесс называется импульсной или стримерной короной. Распространение продолжается до тех пор, пока напряженность электрического поля больше

минимально допустимой. Среднее значение напряженности электрического поля E_s вдоль стримерного канала при положительной полярности находится в диапазоне $450 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1} - 500 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ [3]. В работах Уотерса (Waters, 1987) и Галлимберти (Gallimberti, 1979) показано, что увеличение длины стимера L прямо пропорционально росту напряжения U_i до тех пор, пока L мало по сравнению с длиной разрядного промежутка. Коэффициент пропорциональности равен, соответственно упомянутым авторам: $0,145 \text{ см}\cdot\text{кВ}^{-1}$ и $0,152 \text{ см}\cdot\text{кВ}^{-1}$.

По мнению авторов работы [5] тупые молниеотводы более эффективны при перехвате молний, чем острые. Напротив, в работе [7] утверждается, что, меняя радиус молниеотвода в достаточно широких пределах (практически значимых), нельзя повлиять на величину и распределение объемного заряда короны в его окрестности. Это противоречие также требует экспериментальной проверки.

Граничной скоростью нарастания фронта импульса для квазистационарного режима, когда можно пренебречь изменением напряжения за время развития стримеров считается величина $50 \text{ кВ}\cdot\text{мкс}^{-1}$. Согласно формулы (2) из работы [7], следует, что для линейного роста напряженности электрического поля, ток короны нарастает линейно, а при стабилизации E_0 ток снижается во времени. Данные экспериментальных исследований [6] этот факт не подтверждают. Если крутизна фронта выше граничной, стример продвигается в течение всего времени роста напряжения на промежутке, при этом скорость его нарастает.

Сильная стримерная вспышка инжектирует в промежуток так много заряда, что поле на всем аноде падает гораздо ниже порога ионизации, в результате чего в развитии разряда наступает пауза [7]. Если напряжение на промежутке не меняется или меняется медленно, время паузы может быть большим - около времени дрейфа ионов на расстояние, сравнимое с радиусом анода (при $r_a \sim 10 \text{ см}$ и средней напряженности электрического поля $5 \text{ кВ}\cdot\text{см}^{-1}$ $\Delta t \sim 10^{-3} \text{ с}$). Это явление характерно для стержня с острой конической вершиной, потому что элемент, который инжектирует заряд, имеет размер точки. Следовательно, плоская вершина стержня должна иметь преимущества при создании стабильной последовательности стримеров.

Цель статьи – исследование процессов формирования объемного заряда в области вершины стержневого молниеприемника в условиях действия электрического поля грозового облака для оценки эффективности элементов систем молниезащиты.

Результаты теоретических исследований. Очевидно, что молниеприемник, связанный с грунтом проводником имеет нулевой потенциал. При приближении грозового облака на нем наводится электрический заряд, поверхностная плотность которого обусловлена напряженностью электрического поля на вершине в области наибольшей неоднородности. При определенных условиях, описанных выше, возникает коронный разряд и стримеры, в последствии перерастающие во встречный к молнии лидер.

Быстродействие молниеприемника зависит от степени ионизации окружающего воздушного пространства. Если ионизация активная, образуется облако заряженных частиц, осложняющих прорастание встречного лидера. На этом эффекте основаны конструкции рассеивателей, представляющие собой комбинации тонких проводников. Если ионизация слабая, отсутствуют заряды, необходимые для формирования лавин. Значит, можно предположить, что существует конструкция вершины молниеприемника, которая обеспечит ток короны оптимальный для минимизации времени формирования встречного лидера. Этот факт важен для выбора эталонного образца молниеприемника, необходимость определения которого была инициирована в работе [2] и подтверждена стандартом [1].

С целью исследования начальной фазы процесса образования стационарной короны на вершине стержневого молниеприемника, выбрана математическая модель максимально приближенная к реальным условиям при проведении испытаний по стандарту [1]. Электростатическое поле образовано двумя круглыми дискообразными проводящими пластинами, диаметром 10 м каждая. Одной из пластин (верхней) присвоен потенциал 10 кВ, другая – заземлена ($U = 0$). Расстояние между пластинами модели изменяется в диапазоне от 3 м до 10 м. Значение потенциала выбрано таким из соображений уровня напряженности электрического поля $E_0 \geq 1 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$, характеризующей предгрозовую обстановку. Высота стержневого молниеприемника принята равной 2 м. Математическая модель задачи такова. В воздушном пространстве электрическое поле является потенциальным, а потенциал удовлетворяет уравнению Лапласа. Граничные условия задачи заданы равенством нулю потенциала на нижней пластине и стержне; положительный потенциал 10 кВ на верхней пластине; остальные границы соответствуют условию непрерывности потенциала.

Цель моделирования – определение такого соотношения параметров стержневого молниеприемника, при котором достигается оптимальное соотношение максимальной напряженности поля около вершины и объема этой области (напряженного объема), благоприятное для стримерного процесса.

Расчет напряженности электрического поля на поверхности заостренного стержня проведен вдоль образующей конуса его вершины. Степень остроты вершины стержня характеризуется коэффициентом заостренности (k), который равен отношению высоты острия к радиусу стержня. Рассмотрены варианты, когда коэффициент принимает значения 1; 2; 3 и 4 для стержня радиусом 0,05 м. Результаты расчета напряженности электрического поля на вершине острия заостренного стержня высотой 2 м, находящегося в электрическом поле напряженностью $2 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ представлены в табл. 2. Там же даны расчетные значения коэффициента K усиления напряженности поля в рассматриваемой точке.

Таблица 2

Напряженность электрического поля на вершине острия заостренного стержня высотой 2 м

k	1	2	3	4
$E, \text{кВ}\cdot\text{м}^{-1}$	220	600	1020	1250
K	110	300	510	625

Результаты решения задачи для различных вариантов высоты стержня (в диапазоне от 1 м до 8 м), поперечного сечения (круг, квадрат, многоугольники), его размера (от 10 мм до 30 мм) и формы вершины (плоскость, острие) представлены в работе [8]. Результаты моделирования показали, что максимальное значение напряженности электрического поля на поверхности стержня увеличивается прямо пропорционально высоте стержня. В частности, для стержня квадратного сечения, эта зависимость описывается формулой (3) с погрешностью $\leq 5\%$.

$$E_m(h) = 26,7 \cdot E_0 \cdot h, \quad (3)$$

где $E_m(h)$ – максимальное значение напряженности E -поля на ребре вершины квадратного стержня с плоской вершиной, $\text{В}\cdot\text{м}^{-1}$; E_0 – напряженность электрического поля, в котором размещен стержень, $\text{В}\cdot\text{м}^{-1}$; h – высота стержня, м.

С целью проверки результатов, проведено сравнение с результатами расчетов, полученных другими исследователями: по формулам, приведенным в работе [4] для заземленной половины сфероиды во внешнем электрическом поле и численного метода работы [9]. Рассчитано напряженность E -поля на вершине стержня радиусом 0,05 м с вершиной в виде полусферы. Входные параметры модели таковы: $H = 5$ м, $h = 2$ м, $U = 10^4$ В. По нашим оценкам максимальное значение напряженности электрического поля на вершине стержня равно $7,2 \cdot 10^4 \text{ В}\cdot\text{м}^{-1}$, то есть в 36 раз больше чем $E_0 = 2 \cdot 10^3 \text{ В}\cdot\text{м}^{-1}$. При использовании графика 10 из работы [4] для сфероиды с соотношением высоты к радиусу равным 40, коэффициент усиления определяется близко к 30. В результате численного решения в работе [9] результат близок к 35. Учитывая некоторую разницу между геометрическими фигурами, используемыми в расчетах, и не слишком точную шкалу на графике в работе [4], есть основания считать достоверными результаты применяемого нами численного метода достоверными. Иллюстрация напряженного объема вокруг стержня квадратного сечения представлена на рис. 1.

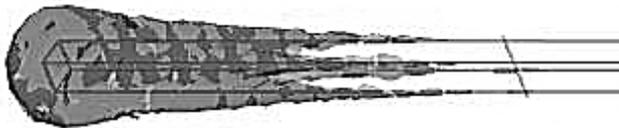


Рис. 1. Напряженный объем E -поля вокруг стержня квадратного сечения (модель повернута на 90° влево)

С целью обобщения результатов исследования процесса формирования коронного разряда со стержневых молниеприемников, проведено компьютерное моделирование на основе многофакторного плана эксперимента. В качестве функции отклика выбрано значение напряженного объема пространства вокруг вершины стержня. Напряженный объем – объем

пространства, в котором напряженность внешнего электрического поля превышает $30 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$. На основании анализа результатов экспериментальных исследований отобраны количественные и качественные факторы, которые в полной мере определяют значение функции отклика. Эти факторы таковы: напряженность электрического поля, длина стержня, форма поперечного сечения, размеры сечения, форма вершины. Априори, предположено, что уровни значимости этих факторов сопоставимы. Из опыта известно, что функция отклика имеет несколько максимумов, зависящих от формы сечения стержня. Поэтому, выбор нулевой точки модели связан с формой поперечного сечения стержня. Построенные ранее по экспериментальным данным функциональные зависимости показывают, что они являются аналитическими и позволяют задаться конкретным видом зависимости целевой функции от каждого их выбранных факторов. Это позволило ограничиться двух уровневый факторным планом типа 2^k (k – число факторов). Для обеспечения возможности проверки адекватности выбранной математической модели и правильности определения констант, использовался ненасыщенный план (число экспериментов превышает число неизвестных констант в модели). Проведен полный факторный эксперимент, на основании которого построена целевая функция отклика.

Величина напряженного объема, определяемая по установленной функциональной зависимости, сопоставлена со значением числа импульсов стримеров, полученных экспериментальным путем. Сопоставление позволило определить необходимый минимальный напряженный объем, при котором начинается процесс образования коронного разряда. Кроме того, установлено значение длины начальных стимеров, в зависимости от значений факторов эксперимента.

Основные результаты теоретических исследований таковы:

- поскольку зона повышенной напряженности локализована около ребер стержня, «напряженный объем» увеличивается с ростом периметра стержня;
- максимальное значение напряженности электрического поля и величины напряженного объема на поверхности молниеприемника, при прочих равных условиях, достигается при использовании стержня квадратного сечения с плоской вершиной. Такой стержень предлагается в качестве нового эталонного для стандарта [1].

Результаты экспериментальных исследований. При некотором значении напряженности электрического поля, в которое помещен молниеприемник, на фоне «тихой» короны, ток которой составляет не более сотен микроампер, возникают стримерные вспышки, характеризующиеся током в десятки миллиампер. Только стримерная вспышка при определенных условиях может преобразоваться в лидер. Поэтому, определение критического значения напряженности электрического поля, при котором возникают стримерные вспышки, и характер их поведения при изменении уровня напряженности электрического поля является важной задачей. Моделирование

процессов осуществлено на высоковольтном испытательном стенде ВВС-1.2 НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ». Для оценки быстродействия конкретного молниеприемника предлагается использовать значения параметров стримеров, которые возникают при размещении его в электрическом поле.

Чтобы выявить зависимость между параметрами стримеров и защитными свойствами молниеприемника, проведено комплекс исследований, включая определение характеристик стримеров при постоянном и импульсном напряжении. Исследования на постоянном напряжении позволяют оценить поведение молниеприемника при приближении грозового облака,

другая же часть исследований связана с изучением процесса возникновения стримеров при воздействии импульсного электрического поля, сопровождающего прорастающий канал молнии.

Исследования проведены на стержневых молниеприемниках, размещавшихся между двумя параллельными металлическими плоскостями. Размеры плоскостей: нижняя – 4×6,5 м, верхняя – 3,6×5,2 м. Схема испытательной установки для исследования характеристик тока короны при постоянном и изменяющемся напряжении и ее внешний вид приведены на рис. 2 и 3 соответственно.

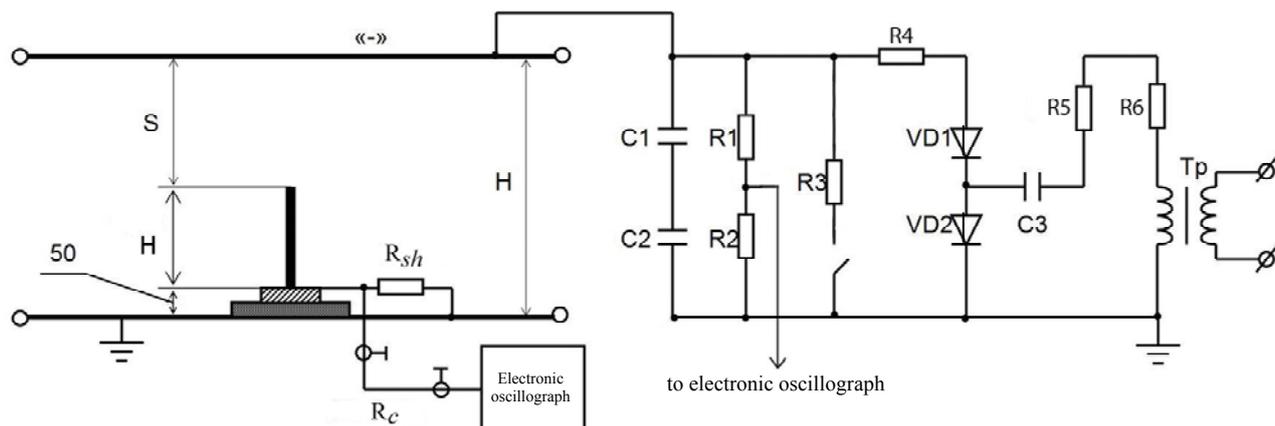


Рис. 2. Схема испытательной установки ВВС-1.2

($C1 = 0,381 \text{ мкФ}$; $C2 = 0,385 \text{ мкФ}$; $C3 = 0,4 \text{ мкФ}$; $R1 = 300 \text{ МОм}$; $R2 = 30 \text{ кОм}$; $R3 = 60 \text{ кОм}$; $R4 = 510 \text{ кОм}$; $R5, R6 = 60 \text{ кОм}$; $R_{sh} = 75 \text{ Ом}$; $R_c = 75 \text{ Ом}$; T_p – трансформатор ИОМ 100/25)



Рис. 3. Внешний вид испытательной установки ВВС-1.2

В данном варианте нижняя плоскость заземлена. Верхняя плоскость потенциальная – на нее подается высокое напряжение отрицательной полярности. Расстояние (S) между вершиной стержня и потенциальным верхним электродом варьировалось в диапазоне от 2,5 м до 0,5 м

При этом, начальное значение напряженности электрического поля в промежутке не изменялось. Результаты экспериментальных исследований подробно представлены в работах [6-8]. Обобщение этих результатов позволяет сделать следующие выводы. Типовая осциллограмма силы тока одиночного стримера представлена на рис. 4. Заряд, содержащийся в стримере примерно $5,85 \cdot 10^{-9}$ Кл. Для сравнения, в работе [5] измерение заряда стримера альтернативным методом дало среднее значение $5 \cdot 10^{-10}$ Кл. Учитывая различие конфигураций вершин стержней и высот стержней совпадение результатов удовлетворительное.

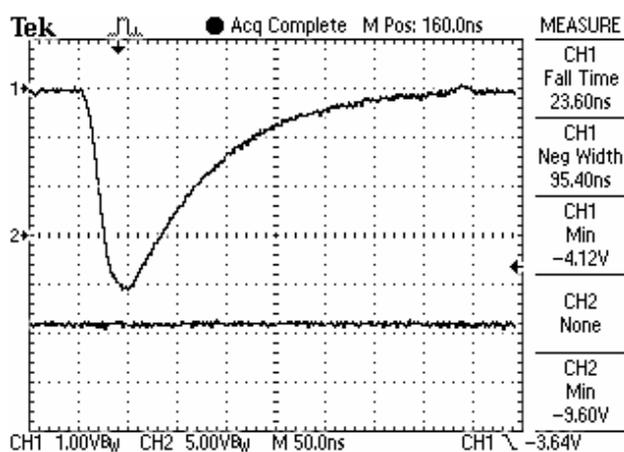


Рис. 4. Осциллограмма единичного стримера со стержня квадратного сечения 12×12 мм² высотой стержня 1,7 м, находящего в электрическом поле напряженностью $30 \text{ кВ} \cdot \text{м}^{-1}$ (сигнал снят с резистора номиналом 75 Ом, заряд в импульсе $58,5 \cdot 10^{-10}$ Кл)

Зависимости среднего арифметического числа стримерных вспышек от напряженности электрического поля для заостренного и квадратного стержней представлены на рис. 5.

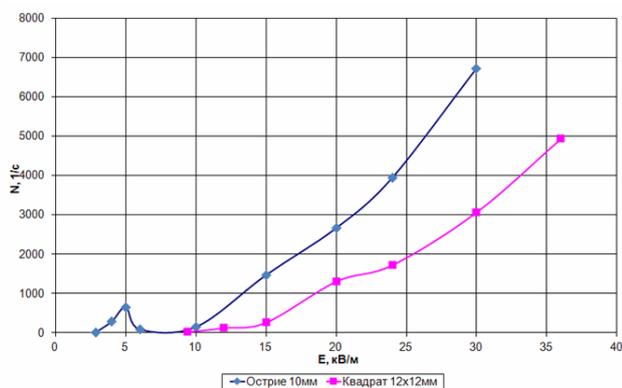


Рис. 5. Зависимость частоты следования стримеров с заостренного (диаметр 10 мм, коэффициент заостренности $k = 3$) и квадратного (12×12 мм²) стержней от напряженности электрического поля. Длина каждого стержня 3,4 м

Результаты статистической обработки экспериментальных данных представлены в табл. 3 и 4 для заостренного и квадратного стержней соответственно. Следует отметить, что временные параметры (форма) тока единичного стримера для всех рассмотренных случаев изменяются в пределах $\pm 30 \%$ от среднеарифметических значений. Существенные изменения наблюдаются только для пикового значения импульса, следовательно, величины заряда стримера. При каждом напряжении было произведено не менее 50 измерений. Представленные в таблицах значения среднеквадратичного отклонения (СКО), однозначно показывают существенно меньший разброс значений для стержня квадратного сечения по сравнению со стержнем с заостренной вершиной. Это свойство характерно для стержня любой длины в рассмотренных пределах. Не случайно, стержни квадратного сечения определены в качестве элементов разрядного промежутка для эталона величины высокого напряжения (стандарт IEC 60062).

Таблица 3

Результаты измерения частоты следования стримеров для заостренного стержня круглого сечения (диаметр 10 мм, коэффициент заостренности $k = 3$, высота 3,4 м)

U_0 , кВ	E_0 , $\text{кВ} \cdot \text{м}^{-1}$	Число стримеров в секунду, N	СКО
14,5	2,9	9,16	1,31
20	4	276	7,02
25	5	636	12,58
30	6	78	15,97
50	10	136,6	59,53
75	15	1460	145,60
100	20	2656	322,20
120	24	3940	523,70

Из представленных результатов видно, что у стержня с заостренной вершиной есть «мертвая» зона (в диапазоне от $6 \text{ кВ} \cdot \text{м}^{-1}$ до $10 \text{ В} \cdot \text{м}^{-1}$). Эффект обуславливается точечным характером коронирующего элемента. Наличие такого эффекта объясняет упомянутое выше мнение авторов работы [5], что тупые молниеотводы более эффективны при перехвате молний, чем острые. Важно отметить, что для стержня квадратного сечения такой эффект не наблюдается.

Таблица 4

Результаты измерений частоты следования стримеров для квадратного стержня (12×12 мм², высота 3,4 м)

U_0 , кВ	E_0 , $\text{кВ} \cdot \text{м}^{-1}$	Число стримеров в секунду, N	СКО
47	9,4	14,7	1,40
60	12	116	4,81
75	15	258	4,74
100	20	1302	20,54
120	24	1720	23,85
150	30	3064	32,77
180	36	4930	93,15

Зависимость величина силы тока коронного разряда от напряженности электрического поля, для описанных выше стержней, представлена рис. 6. Из рис. 6 видно, что при напряженности электрического поля большей $15 \text{ кВ} \cdot \text{м}^{-1}$ сила тока с квадратного стержня

больше, чем с заостренного, не смотря на то, что число стримеров с заостренного стержня примерно в 2 раза больше (см. рис. 5). Причина такого факта обуславливается большим зарядом каждого стримера со стержня квадратного сечения.

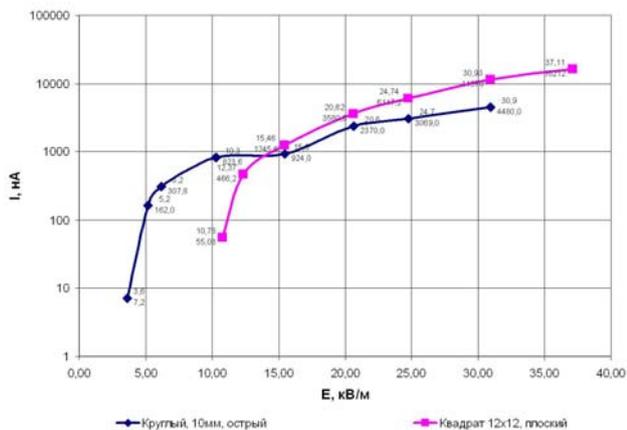


Рис. 6. Зависимость силы тока короны от напряженности электрического поля для заостренного (диаметр 10 мм, коэффициент заостренности $k = 3$) и квадратного стержней. Длина каждого стержня 3,4 м

Из представленных экспериментальных результатов следуют такие выводы:

- заостренный стержень (диаметр 10 мм, $k = 3$, высота 3,4 м) начинает реагировать с напряженности электрического поля $3 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$, а стержень квадратного сечения ($12\times 12 \text{ мм}^2$) той же высоты не ранее чем с $9 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$;

- коронный разряд с заостренного стержня в диапазоне напряженности E -поля от $6 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ до $10 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ прекращается, что в полной мере соответствует процитированному выше во введении результатам работы [5];

- при напряженности E -поля, превышающей $10 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ число стримеров с заостренного стержня примерно вдвое больше, чем с квадратного;

- среднее пиковое значение силы тока отдельного стримера выше для квадратного стержня, например, при напряженности $E \approx 10 \text{ кВ}\cdot\text{м}^{-1}$ это значение составляет 5 мА для заостренного стержня и 60 мА для квадратного стержня;

- значение среднеквадратичного отклонения, при прочих одинаковых условиях для случая квадратного стержня меньше, чем для случая заостренного стержня.

Альтернативный метод измерения скорости стримера. Традиционным методом измерения скорости стримеров-лидеров является сверхскоростная видеосъемка. Для реализации этого метода требуется наличие сверхскоростной видеокамеры, например, типа FASTCAM SAS (с опцией до 10^6 кадров в секунду) и специального режима освещенности исследуемого разрядного промежутка. Ограничением реализации этого метода является не только высокая стоимость камеры, но и фиксированный сектор обзора, что затрудняет эффективное использование метода при исследовании длинных (более 3 м) разрядных промежутков.

Важным параметром предразрядных процессов есть скорость встречного стримера, формирующегося с заземленного объекта. Чем выше усредненное значение скорости, тем выше вероятность попадания молнии в объект. Известно [10], что скорость стримера зависит от напряженности электрического поля в разрядном промежутке. Так, в области, где напряженность E поля превышает $3\cdot 10^6 \text{ В}\cdot\text{м}^{-1}$, скорость стримера может достигать 10^7 м/с . Однако, такая напряженность, а, следовательно, и скорость, возможны только в стримерной зоне головки лидера молнии. В работе [10] указано, что измеренная средняя скорость лидера $3,36\cdot 10^5 \text{ м/с}$, минимальная – $8\cdot 10^4 \text{ м/с}$, а максимальная – $2,6\cdot 10^6 \text{ м/с}$. Доказано, что существует минимальная скорость стримера, равная в воздухе при нормальных условиях 10^3 м/с . При меньших значениях стример останавливается. Следовательно, диапазон изменения исследуемого параметра (скорости стримера-лидера) составляет более четырех порядков.

Известно [10], что волна ионизации формируется с вершины стержня и распространяется в межэлектродном промежутке по направлению к противоположному электроду. Как правило, в воздушных промежутках длиной до 5 м (характерных для большинства лабораторных условий), стример - лидер имеет одноканальную структуру без значительных ветвлений. Вокруг канала стримера формируется слабо проводящий чехол. Принятая в рамках модели стримера базируется на следующих допущениях:

- канал критического стримера одиночный (не ветвящийся);
- диаметр канала с учетом чехла постоянный;
- плотность зарядов в канале однородная.

При этих допущениях, длина стримера прямо пропорциональна заряду в канале (с учетом чехла). Интегральная величина заряда в канале пропорциональна току стримера и времени по формуле (4). Фактически, это площадь под кривой $I(t)$, представленной на осциллограмме (рис. 7)

$$Q = \int_0^T I(t) dt, \quad (4)$$

где Q – величина заряда в канале; T – время протекания процесса, $I(t)$ – зависимость силы тока от времени с начала процесса.

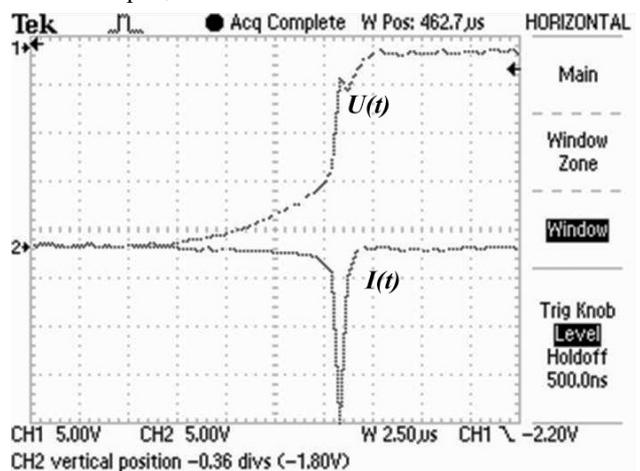


Рис. 7. Осциллограмма процесса распространения критического стримера

Обозначим длину канала стримера L_k . Очевидно, что в момент касания противоположного электрода L_k равна длине воздушного промежутка L , а заряд стримера имеет значение Q . Этот момент фиксируется по резкому провалу напряжения $U(t)$, приложенного к воздушному промежутку.

Следует отметить, что момент замыкания промежутка стримером нельзя определять по максимуму тока стримера, поскольку, максимальное значение силы тока достигается после замыкания промежутка и определяется величиной разрядного напряжения в разрядном контуре.

Следовательно, результат эксперимента дает такие исходные данные:

- общий заряд канала (Q);
- интервал времени (T), в течение которого стример пересек воздушный промежуток;
- длина воздушного промежутка (L).

По этим данным можно легко определить значение средней на промежутке скорости стримера по очевидной формуле (5).

$$V_A = LT^{-1}. \quad (5)$$

Для оценки мгновенных значений скорости стримера в различных точках пространства воздушного промежутка, воспользуемся указанными выше предположениями о характере распространения стримера. Канал стримера, в виде цилиндра длиной L , определенного радиуса (значение которого для рассматриваемой задачи не существенно) разбивается на N равновеликих частей. На каждом n -том участке величина заряда (Q_n) оценивается по формуле (6).

$$Q_n = Q/N. \quad (6)$$

Дальнейшие действия иллюстрирует рис. 8, на котором изображена типовая кривая $I(t)$ в увеличенном масштабе. Определяется площадь под кривой $I(t)$, дающая величину заряда Q . Эта площадь разбивается на N равновеликих частей. Алгоритм разбиения для некоторых частных случаев будет представлен далее. Отыскиваются соответствующие значения t_k . Скорость стримера (V_n) на любом, сколь угодно малом, участке определяется по формуле (7).

$$V_n = L(N \cdot \Delta t_n)^{-1}, \quad (7)$$

где Δt_n – величина n -ного интервала времени.

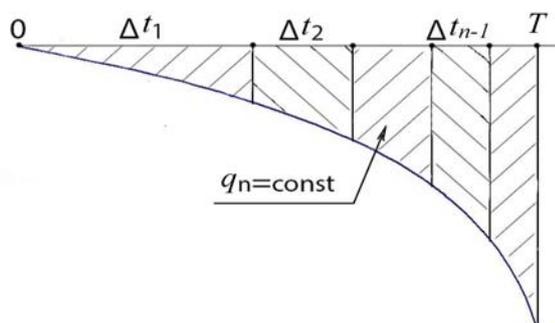


Рис. 8. Принцип разбиения площади под кривой

Результаты расчетной оценки. Рассмотрим частные случаи функциональной зависимости силы тока стримера от времени распространения. Если сила тока не зависит от времени, то стример распространяется

с постоянной скоростью. Такой вариант носит гипотетический характер, поскольку в экспериментах не наблюдается.

В качестве первого приближения, кривую зависимости $I(t)$ можно аппроксимировать прямой, проходящей под определенным углом наклона (k). В этом случае, функциональная зависимость силы тока от времени описывается формулой (8)

$$I(t) = k \cdot t. \quad (8)$$

После подстановки (8) в формулу (4), для общего заряда стримера получим (9)

$$Q = 0,5k \cdot T^2. \quad (9)$$

Момент времени (t_1) прохождения стримером первого отрезка (совпадает с интервалом времени) отыскивается по формуле (10)

$$t_1 = \frac{T}{\sqrt{N}}. \quad (10)$$

Для вычисления последующих значений t_n несложно получить рекуррентную формулу (11)

$$t_n^2 = \left(\frac{T^2}{N}\right) + t_{n-1}^2. \quad (11)$$

Характер кривой на осциллограмме (рис. 7, нижняя кривая) более точно можно описать экспоненциальной зависимостью. При этом, удобнее рассматривать зависимость в варианте инверсного времени, без учета знака, что позволяет ввести функцию (12):

$$I(t) = \exp(-\alpha \cdot t), \quad (12)$$

где α – коэффициент, определяющий скорость затухания функции.

Максимальное значение силы тока положим равным единице, поскольку его абсолютное значение не влияет на дальнейшие результаты. По кривой $I(t)$ без труда определяется значение параметра α . Для этого достаточно найти момент времени (t_e) при котором ток достигает значение 0,368. Параметр $\alpha = t_e^{-1}$.

Рекуррентное соотношение для отыскания значений времени (t_n) по предыдущему значению (t_{n-1}), описывается формулой (13).

$$t_n = -\left(\frac{1}{\alpha}\right) \cdot \left[\exp(-\alpha t_{n-1}) - \left(\frac{1}{N}(1 - \exp(-\alpha T))\right) \right]. \quad (13)$$

Это соотношение позволяет легко отыскать все значения t_n с любой заданной точностью, определяемой числом разбиений N . Следует еще раз указать, что в этом случае отсчет отрезков времени осуществляется от максимума силы тока к началу.

В представленном на рис. 7 примере, расстояние от вершины молниеприемника до верхнего потенциального электрода составляло 1,2 м. Время развития процесса прорастания стримера, определяемое как интервал от точки расхождения кривых до момента резкого уменьшения напряжения, составляет 9 мкс. Выбрано число интервалов равное 10. Значения соответствующих интервалов времени, рассчитаны с использованием формулы (13). На основании полученных данных, учитывая, что каждый отрезок длины стримера равен 0,12 м, найдена пространственная зависимость скорости, представленная графиком на рис. 9.

В рассмотренном примере скорость стримера изменялась от $1,8 \cdot 10^4$ м/с до $1,1 \cdot 10^6$ м/с. Среднее значение скорости стримера на воздушном промежутке составляет $1,3 \cdot 10^5$ м/с. Рассчитанные значения скорости стримера хорошо согласуются с данными, полученными другими методами [10].

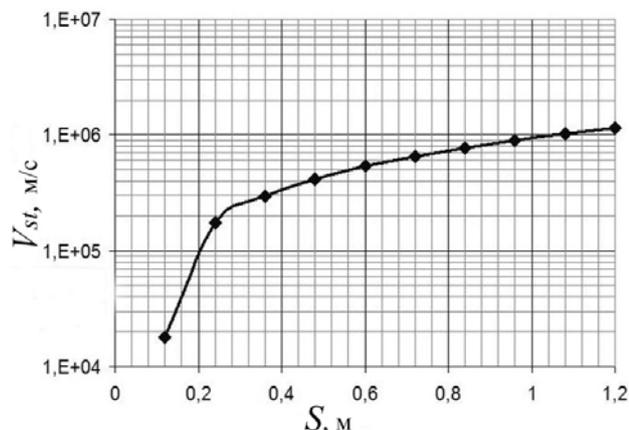


Рис. 9. График изменения скорости стримера от пройденного пути

Предложенный алгоритм можно описать так:

- определяется интегральное значение заряда Q (площадь под кривой зависимости $I(t)$);
- выбирается число разбиений, из соображений достаточной точности;
- отыскиваются значения интервалов времени, для которых площади под кривой равновеликие и равны N -ой части Q ;
- скорость на конкретном пространственном промежутке определяется как частное от деления длины промежутка на время его пересечения.

Метод может дополнить процедуру аттестации молниеприемников по стандарту [1].

Выводы. Экспериментально определены функциональные зависимости частоты следования стримеров с металлических стержней длиной 3,4 м круглого сечения с заостренной вершиной и квадратного сечения с плоской вершиной.

Установлено, что частота следования стримеров для случая стержня квадратного сечения имеет детерминированный характер: с ростом напряженности электрического поля частота следования монотонно возрастает с коэффициентом близким к $0,25 \text{ с}^{-1} \cdot \text{В}^{-1} \cdot \text{м}$.

Значение СКО, при прочих одинаковых условиях для случая квадратного стержня в несколько раз меньше, чем для случая заостренного стержня.

Установлено, что коронный разряд с заостренного стержня в диапазоне напряженности электрического поля от 6 кВ/м до 10 кВ/м прекращается, а частота следования с ростом напряженности достигает 6 кГц.

На основании полученных результатов исследования особенностей процесса формирования стримерной короны с вершины стержневого молниеприемника высотой более 1 м предлагается принять в качестве эталонного молниеприемника для проведения испытаний ESE терминалов в соответствии со стандартом [1] стержень квадратного сечения ($12 \times 12 \text{ мм}^2$) с плоской вершиной высотой 1 м.

Сертификацию молниеприемников ESE типа рекомендуется начинать со сравнительных испытаний со стандартным молниеприемником, путем размещения их обоих в рабочем объеме испытательного стенда и регистрации частоты разрядов в каждый из них при подаче на промежуток коммутационного импульса напряжения с длительностью фронта более 100 мкс.

Предложен метод оценки скорости продвижения критического стримера, основанный на синхронном измерении напряжения на разрядном промежутке и силы тока стримера с молниеприемника.

На основании совокупности полученных результатов, рекомендуется стандарт [1] не внедрять в качестве национального стандарта Украины до полного введения в требования стандарта научно обоснованных данных.

Результаты получены в рамках выполнения научно-исследовательской работы (ГР №0115U000611), которая выполнялась по заказу Министерства образования и науки Украины в 2015-2016 годах.

Автор благодарит П.Н. Мельникова и С.П. Шамова за помощь при проведении экспериментальных и теоретических исследований, а научного руководителя В.В. Князева – за ценные рекомендации и консультации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. NF C 17-102:2011 (Ed.2) Protection contre la foudre – Systèmes de protection contre la foudre à dispositif d'amorçage. Union Technique de l'Electricité (UTE), 2011. 82 p.
2. Князев В.В., Лесной И.П., Чернухин А.Ю. Результаты исследования параметров активных молниеприемников и рассеивателей // Вісник НТУ «ХП». – 2008. – №21. – С. 78-87.
3. Ortéga P., Heilbronner F., Rühling F., Diaz R., Rodière M. Charge-voltage relationship of the first impulse corona in long air gaps // Journal of Physics D: Applied Physics. – 2005. – vol.38. – no.13. – pp. 2215-2226. doi: 10.1088/0022-3727/38/13/021.
4. Moore C.B., Rison W., Mathis J., Aulich G. Lightning rod improvement studies // Journal of Applied Meteorology. – 2000. vol.39. – no.5. – pp. 593-609. doi: 10.1175/1520-0450-39.5.593.
5. Базелян Э.М. Эффект объемного заряда короны в молниезащите // Труды IV Российской конференции по молниезащите. НПО «Стример»: Санкт-Петербург, 2014. – С. 1-16.
6. Чернухин А.Ю. Результаты измерения параметров импульсной короны со стержневых молниеприемников // Вісник НТУ «ХП». – 2014. – №50. – С. 155-160.
7. Чернухин А.Ю., Князев В.В. Особенности стримерной короны со стержневых молниеприемников // Вісник НТУ «ХП». – 2015. – №20. – С. 149-155.
8. Князев В.В., Чернухин А.Ю. Эффекты коронирования в условиях предразрядной обстановки // Труды IV Российской конференции по молниезащите. НПО «Стример»: Санкт-Петербург, 2014. – С. 62-70.
9. Резинкина М.М. Моделирование электрических полей при наличии стержней со скругленными вершинами // Журнал технической физики. – 2015. – Т.85. – №3. – С. 21-27. doi: 10.1134/S1063784215030238.
10. Lightning Protection / Edited by Vernon Cooray // Ins.Eng.Tech., London, UK. 2010. – 1070 p.

REFERENCES

1. NF C 17-102:2011 (Ed.2) Protection contre la foudre – Systèmes de protection contre la foudre à dispositif d'amorçage. Union Technique de l'Electricité (UTE), 2011. 82 p.

2. Kniazev V.V., Lesnoi I.P., Chernukhin A.Iu. Investigation results of the ESE-terminal and dissipaters' parameters. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2008, no.21, pp. 78-87. (Rus).
3. Ortéga P., Heilbronner F., Rühling F., Díaz R., Rodière M. Charge-voltage relationship of the first impulse corona in long air gaps. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2005, vol.38, no.13, pp. 2215-2226. doi: 10.1088/0022-3727/38/13/021.
4. Moore C.B., Rison W., Mathis J., Aulich G. Lightning rod improvement studies. *Journal of Applied Meteorology*, 2000, vol.39, no.5, pp. 593-609. doi: 10.1175/1520-0450-39.5.593.
5. Bazelian E.M. The effect of the space charge of the corona in lightning protection. *Trudy IV Rossiiskoi konferentsii po molnieszashchite* [Proceedings of the IV Russian Conference on Lightning Protection]. NPO «Strimer», Sankt-Peterburg, 2014, pp. 1-16. (Rus).
6. Chernukhin A.Iu. Parameters of pulse corona on metal rods in strength electric field. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2014, no.50, pp. 155-160. (Rus).
7. Chernukhin A.Iu., Kniazev V.V. A features of streamer crown are from cored air terminals. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2015, no.20, pp. 149-155. (Rus).
8. Kniazev V.V., Chernukhin A.Iu. Effects of corona in pre-discharge conditions. *Trudy IV Rossiiskoi konferentsii po molnieszashchite* [Proceedings of the IV Russian Conference on Lightning Protection]. NPO «Strimer», Sankt-Peterburg, 2014, pp.62-70. (Rus).
9. Rezinkina M.M. Simulation of electric fields in the presence of rods with rounded upper ends. *Technical Physics*, 2015, vol.60, no.3, pp. 337-343. doi: 10.1134/S1063784215030238.
10. Vernon Cooray. *Lightning Protection*. Ins.Eng.Tech., London, UK, 2010. 1070 p.

Поступила (received) 24.04.2017

Чернукhin Александр Юрьевич, м.н.с.,
 НИПКИ «Молния»
 Национальный технический университет
 «Харьковский политехнический институт»,
 61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
 тел/phone +38 057 7076292, e-mail: chernukhin@yahoo.com

A.Yu. Chernukhin

Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»
 National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
 47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.

Influence of coronary discharge parameters on the efficiency of lightning protection system elements.

Purpose. Investigation of the formation of space charge in the region of the apex of lightning rod, under the action of the electric field of a thunderstorm cloud, to evaluate the efficiency of elements of lightning protection systems. **Methodology.** We have applied the mathematical simulation of electromagnetic field distribution on the top of metal rod by different forms. As a mathematical apparatus, we use the finite element method. We considered two forms of the rod section: round and square. The round (cylindrical) rod has a sharp apex. The square rod has a flat top. The experimental study investigates the features of corona discharge formation. A high-voltage test equipment is created an electric field. Experiments carried out using a configuration consisting a potential plate and vertical rod electrode on grounded plate. The electric field strength varied from 1 kV/m^{-1} to 100 kV/m^{-1} . This range corresponds to the thunderstorm condition. **Results.** We have obtained a correlation between the corona current and the strength of the electric field for various shapes of the rod top. The results of experimental studies confirmed the correctness of the conclusions of theoretical estimates. We show that the time parameters of streamer current pulses vary by no more than 30%, but a streamer charge increase to three time with increasing electric field strength. We proposed and applied a method for measuring the velocity of motion of a streamer in the discharge gap. As a result, it is established that the streamer speed is nonlinear in time. For a discharge gap of 1.2 m, the speed varies from $1.8 \cdot 10^4 \text{ m/s}$ to $1.1 \cdot 10^6 \text{ m/s}$. **Originality.** For the first time, we have carried out a complex of studies of corona discharge parameters from lightning protector rod to apply for the certification procedure of ESE terminals. **Practical value.** Based on the set of obtained results, it is obviously that the standard NF C 17-102:2011 will not be introduced as a national standard of Ukraine before full introduction of scientifically justified data will be include into the requirements of the standard. References 10, tables 4, figures 9.

Key words: rod lightning terminal, pulse corona, electric field intensity of thunderstorm cloud, corona current, streamer speed.

Р.В. Зайцев

МОДЕЛЮВАННЯ ВДОСКОНАЛЕНОГО ТЕПЛООБМІННОГО БЛОКУ З МІКРОКАНАЛАМИ ДЛЯ КОМБІНОВАНОЇ ФОТОЕНЕРГЕТИЧНОЇ УСТАНОВКИ

У роботі розглядаються особливості підбору теоретичного підґрунтя та математичне моделювання теплових процесів у теплообмінному блоці для комбінованої фотоенергетичної установки. За результатами моделювання проведено вдосконалення та розробку високоефективного теплообмінного блоку з мікроканалами. Апробація запропонованого блоку підтвердила його високу ефективність за рахунок реалізації турбулентного режиму протікання теплоносія. Використання такого теплообмінника дозволить підвищити якість і рівномірність охолодження сонячних батарей та зменшити витрати енергії на циркуляцію рідини. Бібл. 12, рис. 4.

Ключові слова: теплообмінний блок, теплоносій, сонячна батарея, комбінована фотоенергетична установка.

В работе рассматриваются особенности подбора теоретических основ и математическое моделирование тепловых процессов в теплообменном блоке для комбинированной фотоэнергетической установки. По результатам моделирования проведено совершенствование и разработка высокоэффективного теплообменного блока с микроканалами. Апробация предложенного блока подтверждает его высокую эффективность за счет реализации турбулентного режима протекания теплоносителя. Использование такого теплообменника позволит повысить качество и равномерность охлаждения солнечных батарей и уменьшить затраты энергии на циркуляцию жидкости. Библ. 12, рис. 4.

Ключевые слова: теплообменный блок, теплоноситель, солнечная батарея, комбинированная фотоэнергетическая установка.

Вступ. Світові тенденції розвитку енергетичного ринку та пов'язаного з цим зростання споживання природних енергетичних ресурсів переконливо показують необхідність пошуку додаткових джерел енергії, які змогли б компенсувати нестачу наявних ресурсів, а в ідеалі – повністю замінити їх. Як свідчить практичний досвід США, Японії, Німеччини, один із шляхів розв'язання цієї задачі, пов'язаний з перетворенням сонячної енергії в електричну енергію за допомогою напівпровідникових фотоелектричних перетворювачів (ФЕП).

Найбільш розповсюдженим типом ФЕП є приладові структури на основі моно- та полікристалічного кремнію товщиною до 200 мкм. Основною проблемою їх широкомасштабного використання є висока ціна електричної енергії яку вони виробляють, що обумовлено високою матеріало- та енергоємністю технологічного процесу виготовлення. Для зниження ціни ФЕП перспективним є використання систем, які працюють в умовах концентрованого сонячного випромінювання. Використання дзеркал дозволяє в сотні разів знизити витрати ФЕП. Проте застосування ФЕП на основі кремнію традиційної конструкції при концентрованому сонячному випромінненні призводить до зниження ККД на порядок [1, 2]. В той же час використання багатоперехідних кремнієвих ФЕП з вертикальними діодними комітками з підвищенням інтенсивності сонячного опромінення демонструє підвищення ККД [3, 4].

Розроблена раніше [5] фотоенергетична установка на основі багатоперехідних кремнієвих ФЕП з вертикальними діодними комітками або з ФЕП на основі арсеніду галію, яка має систему позиціонування та управління, що дозволяє збільшити кількість світлової енергії, що надходить на поверхню енергетичної установки, має багато переваг. Така фотоенергетична установка буде виробляти не тільки електричну енергію, а й теплу воду. Але поряд із цим, виявилися суттєві недоліки щодо рівномірного

охолодження встановлених ФЕП, котрі потребували окремого вирішення [6-8]. У статті використовуються загальноприйняті позначення [9, 10].

Мета роботи – проведення математичного моделювання основних параметрів теплообмінного блоку для фотоенергетичної установки на основі загальних моделей теплообміну при примусовій циркуляції рідини.

1. Методика дослідження. Згідно з загальними стандартними вимогами до фотоенергетичних установок для роботи з промисловим обладнанням вихідна напруга сонячної батареї (СБ) повинна становити не більше $U_{NM} = 48$ В; струм навантаження – $I_{NM} = 10.4$ А; електрична потужність, що СБ віддає у навантаження – P_{NM} до 500 Вт. Звідси, при $S_{SB} \approx 100$ см² можна розрахувати, питому електричну потужність P_{NM} , яку має віддавати у навантаження 1 см² такої СБ і котра дорівнює 5 Вт/см². Однак, поряд із цим, при максимально можливому ККД ФЕП, наприклад на основі арсеніду галію, на рівні 30 %, для забезпечення необхідних параметрів на поверхню СБ має надходити світло з питомою потужністю не менше 16,7 Вт/см². А отже потужність 11,7 Вт/см² буде надлишковою і надходитиме до СБ та теплообмінника у вигляді теплової енергії, що призводитиме до суттєвого і швидкого перегрівання СБ.

Площа апертури дзеркал системи, що концентрує, $S_a \approx 2.4$ м². При потужності сонячного випромінювання $P_s = 1000$ Вт/м² енергія, яка надходить на цю площу $Q_s = 2396$ Вт. За рахунок обрання більш якісного матеріалу для дзеркал, частка енергії, що надходить до фотоприймальної пластини після врахування коефіцієнта відбиття від дзеркал ($r_z = 0.95$), а також процесів відбиття та поглинання в системі пластини – скло, яка враховує поглинаючу здатність (τ_a) [9], маємо $Q_{s1} = r_z Q_s$ (τ_a) = 1761 Вт (це відповідає ефективному коефіцієнту концентрації $K_{eff} = 386$). Після перетворення частки цієї енергії в електричну енергію з коефіцієнтом корисної дії $\eta = 30$ %, що дає $Q_{s2} = 528$ Вт

© Р.В. Зайцев

електричної енергії, в теплову енергію переходить $Q_{s3} = Q_{s1}(1-\eta) = 1233$ Вт.

Для визначення коефіцієнту теплопередачі при заданій температурі теплоносія і температурі поверхні, що обтікається, необхідно визначити градієнт температури на стінці теплообмінника. Градієнт температури можна визначити з рішення рівняння енергії, котре в свою чергу залежить від розподілу швидкості потоку в області протікання, що розглядається. В загальному вигляді вирішення задачі конвективного теплообміну для протікання рідини вздовж площини зводиться до вирішення наступної системи диференціальних рівнянь (1) [9]

$$\begin{cases} \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial w_x}{\partial x} + \frac{\partial w_y}{\partial y} = 0; \\ \frac{\partial w_x}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial w_x}{\partial x} + w_y \frac{\partial w_x}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 w_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_x}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x} + g_x; \\ \frac{\partial w_y}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial w_y}{\partial x} + w_y \frac{\partial w_y}{\partial y} = \frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial^2 w_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_y}{\partial y^2} \right) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial y} + g_y; \\ \frac{\partial T}{\partial \tau} + w_x \frac{\partial T}{\partial x} + w_y \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right); \\ p = \rho RT. \end{cases} \quad (1)$$

Така система рівнянь в загальному вигляді не піддається аналітичному вирішенню, тому розглядаються окремі випадки.

1.1. Тепловіддача при русі рідини в прямих гладких трубах. При русі рідин і газів в трубах і каналах існують ламінарний ($Re_{fd} \leq 2300$), турбулентний ($Re_{fd} \geq 10^4$) і перехідний від ламінарного до турбулентного ($2300 < Re_{fd} < 10^4$) режими течії рідини.

Визначальні параметри для розрахунку критерію Рейнольдса: $T_0 = T_f = 0,5 \cdot (T_{f,in} + T_{f,out})$ – середня температура рідини в трубі; $R_0 = d_{in}$ – внутрішній діаметр труби; $w_0 = G/(\rho \cdot f)$ – середня по перерізу труби швидкість руху рідини.

1.1.1. Тепловіддача при ламінарному режимі руху рідини в трубах ($Re \leq 2300$). Тепловіддача в трубах при стабілізованому перебігу і стабілізованому теплообміні може бути розрахована при $T_w = \text{const}$ і при $q_w = \text{const}$ за наближеною формулою [9]:

$$Nu = 4\varepsilon_t, \quad (2)$$

де поправку ε_t розраховують за формулою

$$\varepsilon_t = \left(\frac{Pr_f l}{Pr_w} \right)^{0.25}. \quad (3)$$

При ламінарному режимі руху в прямих гладких трубах і наявності ділянок гідродинамічної та теплової стабілізації для більш точної апроксимації експериментальних даних виділяють два підрежими: ламінарний в'язкістий і ламінарний в'язкістно-гравітаційний. Ламінарний в'язкістий режим течії має місце при числах Релея $Ra < 8 \cdot 10^5$, а ламінарний в'язкістно-гравітаційний режим при $Ra \geq 8 \cdot 10^5$.

Тепловіддача при ламінарному в'язкістому режимі руху рідини в трубах ($Re \leq 2300$; $Ra < 8 \cdot 10^5$). Середній по внутрішній поверхні труби довжиною l коефіцієнт теплопередачі розраховують за формулою, яка отримана при $l/(Re \cdot d) \leq 0,05$ і $0,07 \leq \mu_w / \mu_f \leq 1500$ [5]:

$$Nu = 1,55(Re \cdot d_{in} / l)^{1/3} \cdot (\mu_f / \mu_w)^{0,14} \cdot \varepsilon_t. \quad (4)$$

Величина ε_t поправки, що враховує вплив на тепловіддачу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну:

– при:

$$\frac{l}{Re \cdot d} < 0,1 - \varepsilon_t = 0,6 \left(\frac{l}{Re \cdot d} \right)^{-\frac{1}{7}} \left(1 + 2,5 \frac{l}{Re \cdot d} \right), \quad (5)$$

– при:

$$l/(Re \cdot d) < 0,1 - \varepsilon_t \approx 1. \quad (6)$$

Тепловіддача при ламінарному в'язкістно-гравітаційному режимі руху текучого середовища в трубах ($Re \leq 2300$; $Ra < 8 \cdot 10^5$). Середній коефіцієнт теплопередачі при ламінарному в'язкістно-гравітаційному режимі течії може бути розрахований по критерійному рівнянню М. А. Міхєєва [10]:

$$Nu = 0,15 \cdot Re_{f,d}^{0,33} \cdot Pr_f^{0,33} \cdot (Gr_{f,d} \cdot Pr_f)^{0,1} \cdot \varepsilon_t \cdot \varepsilon_l. \quad (7)$$

Поправочний коефіцієнт, ε_t що враховує вплив на тепловіддачу процесу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну дорівнює:

– при $l/d < 50$ значення ε_t знаходять за експериментальними даними [6];

– при $l/d \geq 50 - \varepsilon_t = 1$.

1.1.2. Тепловіддача при турбулентному режимі руху рідини в трубах ($Re \geq 10^4$). Середній коефіцієнт теплопередачі при турбулентному протіканні рідини в прямих гладких трубах розраховують за формулою М. А. Міхєєва [10]:

$$Nu_{f,d} = 0,021 \cdot Re_{f,d}^{0,8} \cdot Pr_f^{0,43} \cdot \varepsilon_t \cdot \varepsilon_l. \quad (8)$$

Поправочний коефіцієнт ε_t , що враховує вплив на тепловіддачу процесу гідродинамічної стабілізації потоку на початковій ділянці теплообміну дорівнює:

– при $l/d < 50 - \varepsilon_t \approx 1 + 2d/l$;

– при $l/d \geq 50 - \varepsilon_t = 1$.

Значення ε_l в залежності від критерію Рейнольдса наведено у [9].

1.1.3. Тепловіддача при перехідному режимі руху рідини в трубах ($2300 < Re < 10^4$). Перехідний режим течії характеризується змішуванням ламінарної і турбулентної течій. У цьому випадку коефіцієнт теплопередачі можна розрахувати за формулою [10]:

$$Nu_{f,d} = K_0 \cdot Pr_f^{0,43} \cdot \varepsilon_t \cdot \varepsilon_l, \quad (9)$$

де комплекс K_0 залежить від числа Рейнольдса [10], а поправку ε_l розраховують також як і при турбулентному режимі течії рідини.

1.2. Тепловіддача при русі рідини в каналах довільного поперечного перерізу. Всі вищенаведені критеріальні формули для розрахунку теплопередачі в круглій трубі застосовані і для розрахунку коефіцієнта теплопередачі при протіканні рідин і газів в каналах іншої (не круглої) форми поперечного перерізу (прямокутної, трикутної, кільцевої і т.д.), при повздовжньому омиванні пучків труб, укладених в канал довільного поперечного перерізу, а також під час руху рідини, що не заповнює всього перерізу каналу. При цьому в якості характерного розміру слід застосовувати еквівалентний або гідравлічний діаметр каналу:

$$R_0 = d_{ekv} = d_r = 4f / P, \quad (10)$$

де f – площа поперечного перерізу потоку, m^2 ,
 P – змочений периметр каналу, m .

1.3. Тепловіддача при турбулентному русі рідини в вигнутих трубах. При русі рідини в вигнутих трубах (колінах, змійовиках) відбувається його додаткова турбулізація і, як наслідок, збільшення коефіцієнта тепловіддачі [11]. Для розрахунку тепловіддачі в вигнутих трубах необхідно помножити число Нуссельта на поправочний коефіцієнт:

$$\varepsilon_g = 1 + 1.8 \cdot d_{in} / R_g, \quad (11)$$

де d_{in} – внутрішній діаметр труби, а R_g – радіус вигину.

2. Результати досліджень та їх обговорення.

Як було показано раніше [5] для досягнення прийнятних температур СБ необхідно підвищити інтенсивність теплообміну. Для цього можна використати або збільшення площі теплообміну за рахунок використання радіатора, або спробувати використати турбулентний потік охолоджувача для збільшення коефіцієнту теплообміну [12].

На основі запропонованого теоретичного обґрунтування було розглянуто два варіанти конструкції, які схематично зображено на рис. 1. Конструкція зображена на рис. 1,а має велику площу теплообмінника, а конструкція, зображена на рис. 1,б має великий коефіцієнт теплообміну при площі теплообмінника, близькій до площі теплоприймальної пластини.

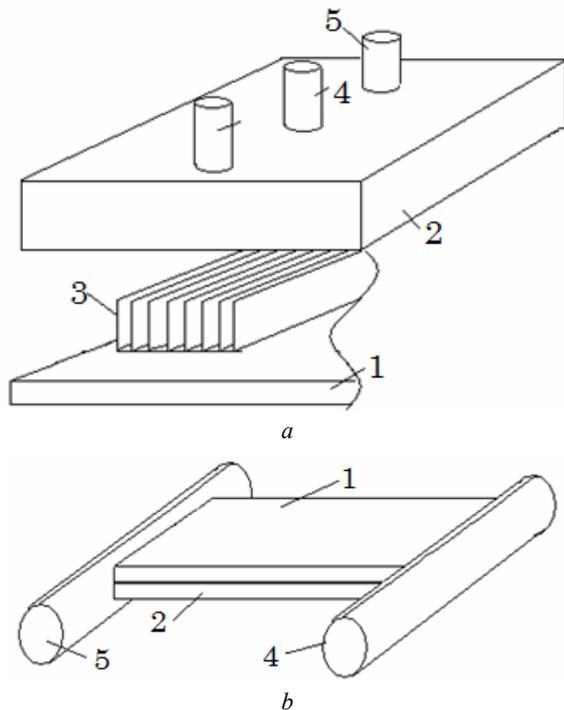


Рис. 1. Схематичне зображення конструкцій блоку охолодження з пластинковим радіатором (а) та прямокутним з малою шириною щілини між пластинами (б): 1 – кришка блоку охолодження, 2 – корпус блоку охолодження, 3 – пластини радіатора, 4 – трубка подачі охолоджувача, 5 – трубка виведення охолоджувача

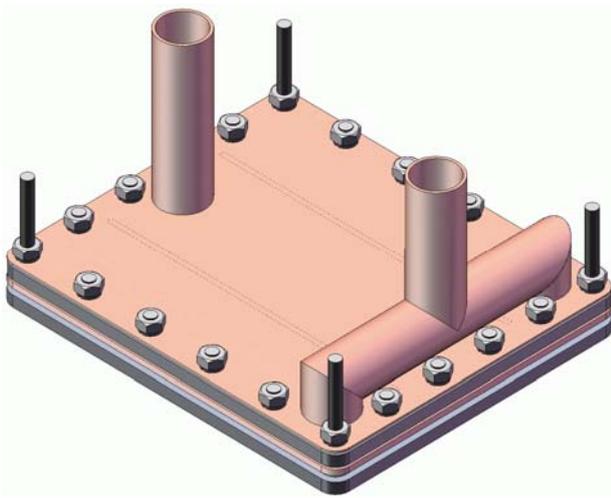
Для розрахунку теплообмінного блоку з радіатором з великою площею теплообмінної поверхні (рис. 1,а) було в якості моделі обрано промисловий мідний

радіатор, який використовується для охолодження елементів комп’ютерних схем. Він має наступні розміри: $91 \times 91 \times 25$ мм, 56 пластин, відстань між якими складає 1 мм, тобто маємо 55 каналів протікання води з поперечним перетином 1×20 мм (враховуючи товщину верхньої пластини 5 мм), але при центральній подачі води ефективно маємо 110 каналів. При витратах охолоджувача (води) в першому замкнутому контурі 10 л/хв (0,016 кг/с) швидкість потоку (w) в проміжках між пластинами складає 0,0682 м/с. При середній температурі охолоджуючої води $\sim 50^\circ C$ кінематична в’язкість води $\nu = 0,556 \cdot 10^{-6} m^2/s$. Враховуючи ефективний діаметр $d_e = 1,9 \cdot 10^{-3} m$ одержимо число Рейнольдса $Re = wd_e/\nu = 234$, що відповідає ламінарному потоку. Розрахувавши числа Грасгофа (495) і Релея (1752) визначаємо, що в обраному радіаторі при вказаних витратах охолоджувача реалізується ламінарно-в’язкий режим протікання потоку. Розрахунок коефіцієнту теплообміну між теплоносієм та пластинами радіатора дає $Nu = 1838 \text{ Вт}/(m^2 \cdot K)$, що недостатньо для ефективного відведення тепла, а такий теплообмінник не може бути використано в фотоенергетичній установці.

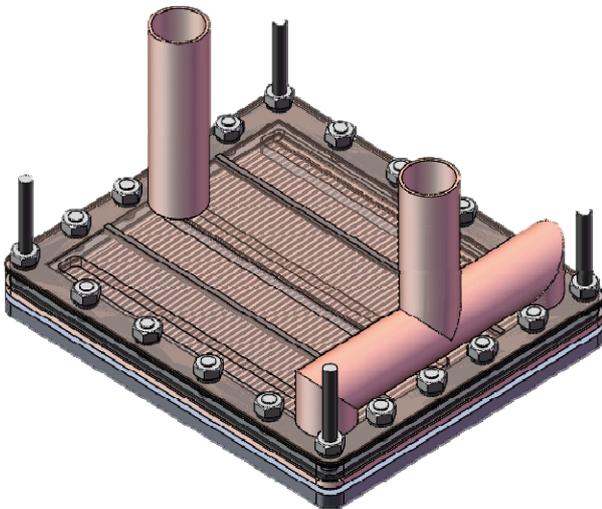
Для розрахунку теплообмінного блоку з радіатором з великим коефіцієнтом теплообміну (рис. 1,б) було запропоновано наступні розміри перетину потоку для води 1×80 мм при довжині 60 мм. При таких розмірах і витратах води, як і вище, швидкість потоку в проміжках між пластинами складає 1,875 м/с. Враховуючи ефективний діаметр $d_e = 1,98 \cdot 10^{-3} m$ одержимо число Рейнольдса $Re = wd_e/\nu = 6661$, що відповідає перехідному режиму протікання потоку. Розрахунок коефіцієнту теплообміну між теплоносієм та верхньою пластинкою радіатора дає $Nu = 13931 \text{ Вт}/(m^2 \cdot K)$. Зменшення відстані між пластинами до критичних, з точки зору в’язкості, 0,5 мм дозволяє збільшити швидкість потоку до 2,92 м/с, але при менших витратах рідини, оскільки зростає гідродинамічний опір і насос може забезпечити витрати на рівні 7 л/хв, що залишає потік в перехідному режимі протікання. При цьому $Nu = 18483 \text{ Вт}/(m^2 \cdot K)$.

На підставі проведених розрахунків було вдосконалено базову конструкцію плоского теплообмінника з введенням до нього мікроканалів для збільшення коефіцієнту теплообміну. Блок теплообмінника виконаний у вигляді закінченого вузла. На рис. 2 зображено конструкцію радіатора, який являє собою полу конструкцію. В цій конструкції передбачені колектуючі площини з трубками що подають (відводять) теплоносії, та ребра, що утворюють мікроканали для руху охолоджуючої рідини. Дно радіатора є основою для кріплення СБ, таким чином зменшується тепловий опір «поверхня – теплоносії».

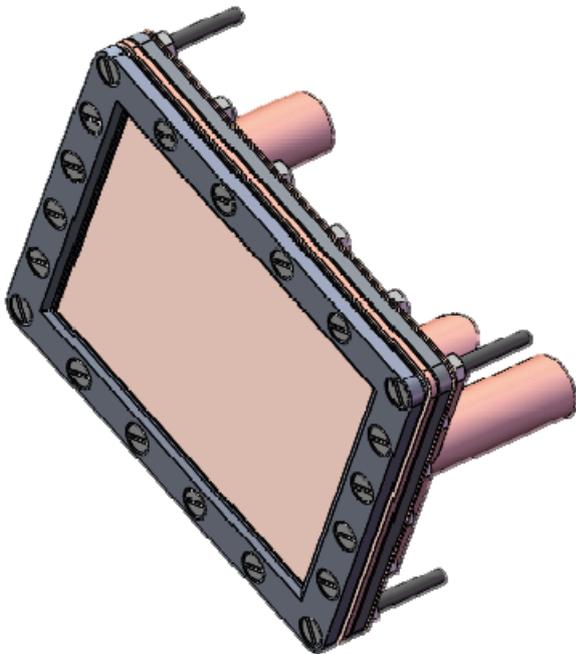
З урахуванням наведеної конструкції та теоретичного обґрунтування було проведено математичне моделювання роботи такого теплообмінника при різних швидкостях руху рідини. Основними критеріями для аналізу були рівномірність охолодження поверхні та її температура при надходженні зазначеної раніше кількості тепла. Відповідні теплові картини наведено на рис. 3.



a

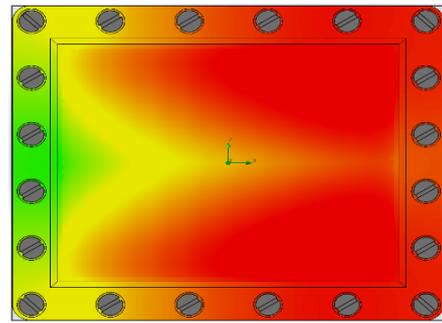


b

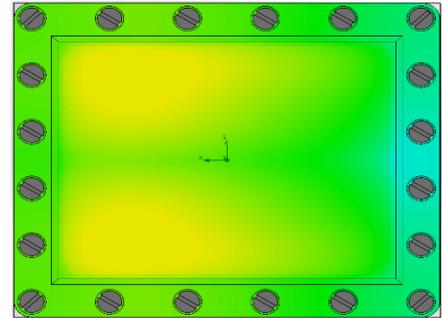


c

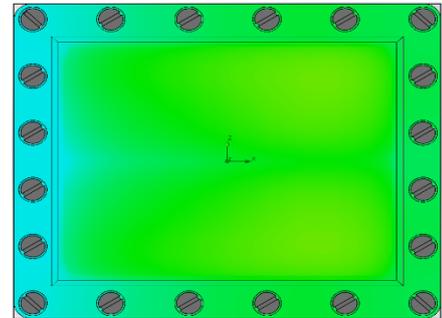
Рис. 2. Зображення плоского теплообмінника: загальне (*a*), поперечний переріз на мікроканали (*b*) та з боку теплообмінної площини (*c*)



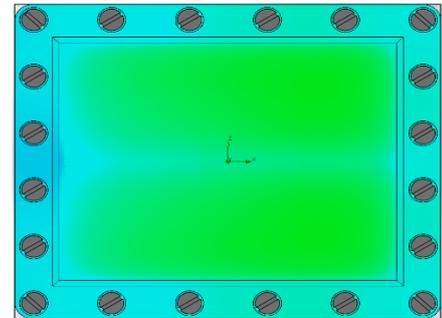
a



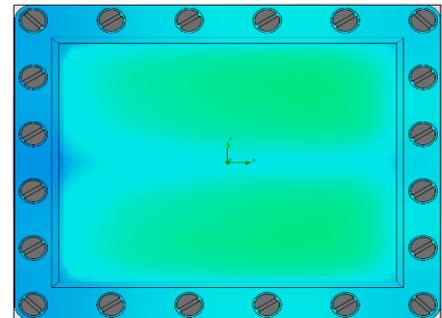
b



c



d



e

Рис. 3. Теплові карти теплообмінника при наступних умовах моделювання: *a* – $w = 0,1$ м/с, максимальна температура поверхні $T_{max} = 63,25$ °C; *b* – $w = 0,2$ м/с, $T_{max} = 48,27$ °C; *c* – $w = 0,3$ м/с, $T_{max} = 43,38$ °C; *d* – $w = 0,5$ м/с, $T_{max} = 39,18$ °C; *e* – $w = 1,0$ м/с, $T_{max} = 35,72$ °C

Аналіз наведених теплових картин дозволяє зробити висновок, що вже при швидкості протікання рідини 0,3 м/с для запропонованої конструкції теплообмінника досягається достатня рівномірність охолодження поверхні (рис. 3,с). При цьому максимальна температура не перевищує 43,5 °С, чого достатньо для ефективної роботи СБ без зменшення ККД. Поряд із цим, зменшення швидкості протікання рідини призводить до втрати рівномірності охолодження та до суттєвого зростання температури поверхні до більш ніж 60 °С, що є неприпустимим.

Також слід зазначити, що необхідні параметри теплообміну досягаються при швидкості протікання 0,3 м/с, що значно менше 2,92 м/с, котрі були отримані для класичного плоского теплообмінника. При цьому подальше підвищення швидкості протікання рідини не призводить до суттєво покращення рівномірності і зниження температури, однак буде потребувати додаткових витрат енергії на створення потоку.

Зменшення ефективного потоку рідини у порівнянні з класичним плоским теплообмінником свідчить про зростання коефіцієнту теплообміну. Таке можливо лише при переході від перехідного режиму протікання рідини у класичному плоскому теплообміннику до турбулентного режиму у запропонованій конструкції.

Для підтвердження зміни режиму протікання рідини було проведено математичне моделювання потоку рідини у каналах теплообмінника, картини яких наведено на рис. 4.

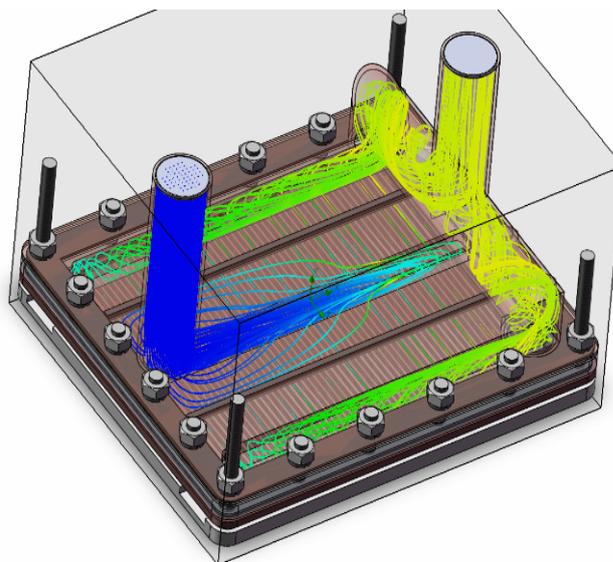
Аналіз потоку рідини підтвердив протікання у турбулентному режимі, який дає максимальний коефіцієнт теплопередачі, і, як наслідок, забезпечує досягнення рівномірності охолодження та низької температури при мінімальних затратах енергії на створення потоку рідини.

Висновки.

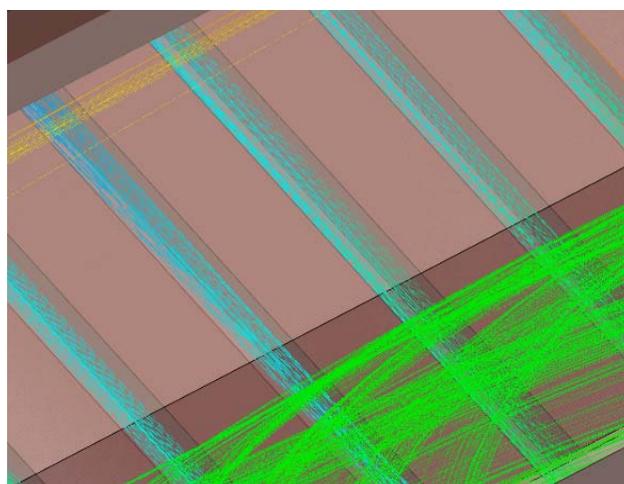
1. Проведено теоретичні розрахунки та моделювання теплообмінних процесів при перетворенні сонячної енергії в виготовленому теплообмінному блоці фотоенергетичної установки, які показали, що найбільш ефективним є плоский теплообмінник з реалізацією в ньому турбулентного потоку рідини, котрий дозволяє досягти коефіцієнту теплопередачі на рівні 18 кВт/(м²·К).

2. На підставі проведених розрахунків розроблено вдосконалений теплообмінний блок з мікроканалами та проведено уточнення вимог до технічних характеристик фотоенергетичної установки на його основі.

3. Аналітична апробація теплообмінника дозволила визначити, що при обраних параметрах фотоенергетичної установки, теплообмінний блок забезпечує стабільну робочу температуру на рівні менше 50 °С при цьому швидкість потоку теплоносія складає не більше 0,3 м/с. Зазначена температура є оптимальною для роботи сонячної батареї при мінімальних затратах енергії на створення потоку рідини.



a



b

Рис. 4. Зображення картин моделювання потоку рідини у теплообміннику в цілому (a) та у його мікроканалах (b)

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Jones A.D., Underwood C.P. A thermal model for photovoltaic systems // Solar Energy. – 2001. – vol.70. – iss.4. – pp. 349-359. doi: 10.1016/S0038-092X(00)00149-3.
2. Tuomiranta A., Marpu P., Munawwar S., Ghedira H. Validation of thermal models for photovoltaic cells under hot desert climates // Energy Procedia. – 2014. – vol.57. – pp. 136-143. doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.017.
3. Розроблення фотоенергетичної установки на основі багатоперехідних кремнієвих сонячних елементів з вертикальними діодними комірками. Звіт про НДР (заключний; № держреєстрації 0111U007628) / Керівник Є. Сокол (Харків: НТУ «ХП», 2012).
4. Стребков Д.С. Матричные солнечные элементы: Монография в 3-х томах. Том 1. – М.: ГНУ ВИЭСХ, 2009 – 120 с.
5. Сокол Е.И., Копач В.Р., Зайцев Р.В. и др. Физико-технические особенности и предельные практические возможности фотоенергетического модуля нового поколения на территории Украины // Відновлювана енергетика. – 2011. – №2(25). – С. 18-28.
6. Reddy K.S., Premkumar D., Vikram T.S. Heat transfer modeling and analysis of solar thermo-chemical reactor for hydrogen production from water // Energy Procedia. – 2014. – vol.57. – pp. 570-579. doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.211.

7. Steinfeld A. Solar thermochemical production of hydrogen – a review // *Solar Energy*. – 2005. – vol.78. – iss.5. – pp. 603-615. doi: 10.1016/j.solener.2003.12.012.

8. Modi A., Buhler F., Andreasen J.G., Haglind F. A review of solar energy based heat and power generation systems // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. – 2017. – vol.67. – pp. 1047-1064. doi: 10.1016/j.rser.2016.09.075.

9. Исаченко В.П., Осипов В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 488 с.

10. Михеев М.А. Основы теплопередачи. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960. – 208 с.

11. Shokri R., Ghaemi S., Nobes D.S., Sanders R.S. Investigation of particle-laden turbulent pipe flow at high-Reynolds-number using particle image/tracking velocimetry (PIV/PTV) // *International Journal of Multiphase Flow*. – 2017. – vol.89. – pp. 136-149. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.06.023.

12. Shirvan K.M., Ellahi R., Mirzakhani S., Mamourian M. Enhancement of heat transfer and heat exchanger effectiveness in a double pipe heat exchanger filled with porous media: Numerical simulation and sensitivity analysis of turbulent fluid flow // *Applied Thermal Engineering*. – 2016. – vol.109. – part A. – pp. 761-774. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.116.

REFERENCES

1. Jones A.D., Underwood C.P. A thermal model for photovoltaic systems. *Solar Energy*, 2001, vol.70, iss.4, pp. 349-359. doi: 10.1016/S0038-092X(00)00149-3.

2. Tuomiranta A., Marpu P., Munawwar S., Ghedira H. Validation of thermal models for photovoltaic cells under hot desert climates. *Energy Procedia*, 2014, vol.57, pp. 136-143. doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.017.

3. Sokol E. *Rozroblennya fotoenerhetychnoyi ustanovky na osnovi bahatoperekhidnykh kremniyevykh sonyachnykh elementiv z vertykal'nymy diodnymi komirkamy. Zvit pro NDR (zaklyuchnyy; № derzhreystratsiyi 0111U007628)* [Development of the energy picture settings based on multijunction solar cells with silicon-governmental vertical diode cells. Report on R&D (final; state registration number 0111U007628)]. Kharkiv, NTU «KhPI», 2012. (Ukr).

4. Strebkov D.S. *Matrichnye solnechnye elementy: Monografija v 3-h tomah. Tom 1* [Matrix solar cells: Monograph in 3 volumes. Vol. 1]. Moscow, GNU VIESH Publ., 2009. 120 p. (Rus).

5. Sokol E.I., Kopach V.R., Zaitsev R.V. Physical and technical features and practical limits of the photonenergy module of the new generation on the territory of Ukraine. *Renewable energy*, 2011, no.2(25), pp. 18-28. (Rus).

6. Reddy K.S., Premkumar D., Vikram T.S. Heat transfer modeling and analysis of solar thermo-chemical reactor for hydrogen production from water. *Energy Procedia*, 2014, vol.57, pp. 570-579. doi: 10.1016/j.egypro.2014.10.211.

7. Steinfeld A. Solar thermochemical production of hydrogen – a review. *Solar Energy*, 2005, vol.78, iss.5, pp. 603-615. doi: 10.1016/j.solener.2003.12.012.

8. Modi A., Buhler F., Andreasen J.G., Haglind F. A review of solar energy based heat and power generation systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017, vol.67, pp. 1047-1064. doi: 10.1016/j.rser.2016.09.075.

9. Isachenko V.P., Osipov V.A., Sukomel A.S. *Teploperedacha* [Heat transfer]. Moscow, Energoizdat Publ., 1981. 488 p. (Rus).

10. Mikheyev M.A. *Osnovy teploperedachi* [Fundamentals of heat transfer]. Moscow-Leningrad: Gosenergoizdat Publ., 1960. 208 p. (Rus).

11. Shokri R., Ghaemi S., Nobes D.S., Sanders R.S. Investigation of particle-laden turbulent pipe flow at high-Reynolds-number using particle image/tracking velocimetry (PIV/PTV). *International Journal of Multiphase Flow*, 2017, vol.89, pp. 136-149. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.06.023.

12. Shirvan K.M., Ellahi R., Mirzakhani S., Mamourian M. Enhancement of heat transfer and heat exchanger effectiveness in a double pipe heat exchanger filled with porous media: Numerical simulation and sensitivity analysis of turbulent fluid flow. *Applied Thermal Engineering*, 2016, vol.109, Part A, pp. 761-774. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.116.

Поступила (received) 21.01.2017

*Зайцев Роман Валентинович, к.т.н., доц.,
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»,
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
тел/phone +38 068 8888246, e-mail: zaitsev.poman@gmail.com*

*R.V. Zaitsev
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.
Modeling of an advanced heat exchange unit
with microchannels for a combined photoenergy system.*

Purpose. Mathematical modeling of the heat exchange unit main parameters for photoenergy system based on general models with forced circulation of heat transfer fluid. Methodology. To determine the coefficient of heat transfer at a given coolant temperature and surfaces temperature necessary to determine the temperature gradient in the wall of the heat exchanger. Temperature gradients can be determined by solving the equation of energy, which depends on the distribution of the flow rate in the flow. In general, a solution of convective heat transfer fluid to flow along the plane comes to solution of the system of differential equations. Results. In the paper features of the selection of theoretical basis and mathematical modeling of thermal processes in the heat exchange unit for combination photoenergy system are presented. As a result of the simulation conducted we improve and develop high-efficiency heat exchange unit with microchannels. Testing of the proposed unit proved its high efficiency through the implementation of turbulent flow of coolant with heat transfer coefficient at 18 kW/(m²·K). Analytical testing of the heat exchanger allowed showing that heat exchanger unit provides a stable operating temperature at less than 50 °C with the coolant flow rate is less than 0.3 m/s. Originality. Novelty of the proposed heat exchanger is in the optimal design of microchannels to improve the heat transfer coefficient. Practical value. The use of this heat exchanger will improve the quality and uniformity of cooling solar panels and reduce energy costs for circulation of fluid. References 12, figures 4. Key words: heat exchanger unit, coolant, solar panels, combined photoenergy system.

Д.Г. Коліушко, С.С. Руденко

ПРОГРАМА ДЛЯ ІНТЕРПРЕТАЦІЇ РЕЗУЛЬТАТІВ ВЕРТИКАЛЬНОГО ЕЛЕКТРИЧНОГО ЗОНДУВАННЯ «VEZ-4A»

В роботі було запропоновано алгоритм роботи програми для інтерпретації результатів вертикального електричного зондування ґрунту в рамках діагностики стану заземлювальних пристроїв. Математичний апарат для реалізації алгоритму побудовано на базі методів точкового джерела струму, найменших квадратів, Хука-Джівса та еквівалентування. Наведено огляд та основні функції розробленої програми. Бібл. 7, табл. 1, рис. 3.

Ключові слова: вертикальне електричне зондування, заземлення, ґрунт, установка Веннера.

В работе был предложен алгоритм работы программы для интерпретации результатов вертикального электрического зондирования ґрунта в рамках диагностики состояния заземляющих устройств. Математический аппарат для реализации алгоритма построен на базе методов точечного источника тока, наименьших квадратов, Хука-Джівса и эквивалентирования. Приведено описание и основные функции разработанной программы. Библ. 7, табл. 1, рис. 3.

Ключевые слова: вертикальное электрическое зондирование, заземление, ґрунт, установка Веннера.

Вступ. Однією з основних задач першого етапу електромагнітної діагностики стану заземлювального пристрою [1, 2] електроустановок різних класів напруги є проведення вертикального електричного зондування ґрунту (ВЕЗ). Якість інтерпретації результатів ВЕЗ та визначення структури ґрунту в значній мірі впливає на точність розрахунку нормованих електричних параметрів: опору заземлювального пристрою, напруги дотику та напруги на заземлювальному пристрої.

На даний час відомий ряд спеціалізованих комп'ютерних програм для 1D, 2D та 3D інтерпретації ВЕЗ. Основою для їх побудови є метод Дар-Заррук [3] або аналітичне чи засноване на методі оптичної аналогії рішення задачі про електричне поле точкового джерела струму, розташованого на поверхні геоелектричної структури. При цьому розглядається джерело постійного, стаціонарного або квазістаціонарного струму [4, 5]. Проте, математичний апарат та спеціалізовані програми, що визначають структуру багат шарового ґрунту на основі даних ВЕЗ, слугують для вирішення вузькоспрямованих геологічних задач та не адаптовані до застосування при діагностиці стану заземлювальних пристроїв, а використання існуючих універсальних палеток та методу модулів є трудомістким і неоднозначним [6]. У рамках проведення електромагнітної діагностики стану заземлювальних пристроїв застосовуються програми для інтерпретації ВЕЗ у вигляді дво- і тришарових геоелектричних структур, наприклад «ВЭЗ-2Авто» та «ВЭЗ-3», які не дозволяють охопити всі існуючі в Україні ґрунти.

Статистичний розподіл ґрунтів за числом шарів в місцях розташування енергооб'єктів України показує, що абсолютна більшість ґрунтів мають тришарову структуру – 72,7 %, близько 17 % є чотиришаровими і тільки 8,3 % – двошаровими [2]. Таким чином, створення програмного засобу для інтерпретації результатів ВЕЗ з числом шарів не менше чотирьох дозволить охопити 98 % всіх ґрунтів України в місцях розташування енергооб'єктів.

Метою роботи є створення програмного засобу для інтерпретації результатів вертикального електричного зондування чотиришарового ґрунту.

Матеріали дослідження. Найбільш поширеною для проведення ВЕЗ є установка Веннера, яка пред-

ставляє собою чотириелектродну симетричну систему (рис. 1). Міжелектродна відстань є рівною між усіма сусідніми електродами й позначається величиною L . Глибина зондування складає половину відстані між струмовими електродами АВ або $1,5 \cdot L$ [3]. Таким чином, збільшення міжелектродної відстані збільшує глибину зондування установки.

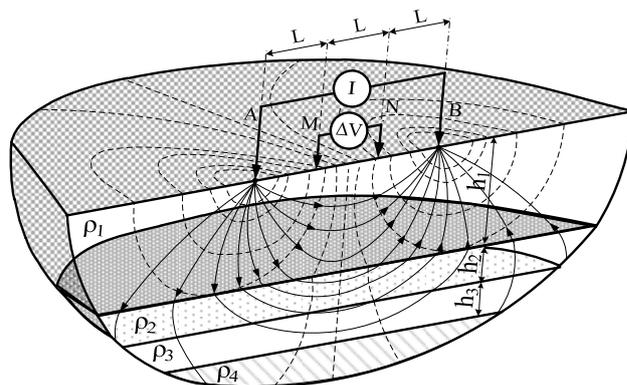


Рис. 1. Зондування ґрунту за допомогою установки Веннера

Результатом виміру є залежність уявного питомого електричного опору (ПЕО) ρ_y від міжелектродної відстані, яка визначається за відомим виразом [4, 7]:

$$\rho_y = 2\pi L \frac{U_{VES}}{I_{VES}}, \quad (1)$$

де L – відстань між електродами; U_{VES} – виміряна напруга в ході проведення ВЕЗ; I_{VES} – виміряний струм в ході проведення ВЕЗ.

Для проведення інтерпретації в основу програми закладені вирази для визначення уявного ПЕО ρ_y , як функції від величини L у багат шаровому середовищі з плоско-паралельними межами поділу при проведенні ВЕЗ установкою Веннера:

– при двошаровій структурі [7]:

$$\rho_y = \rho_1 \left\{ 1 + 4 \sum_{n=1}^{\infty} K_{2,1}^n \left[\frac{L}{\sqrt{L^2 + (2nh)^2}} - \frac{L}{\sqrt{4L^2 + (2nh)^2}} \right] \right\}, \quad (2)$$

де h – глибина поділу шарів у двошаровій та спільна міра у тришаровій моделях; $K_{2,1} = (\rho_2 - \rho_1) / (\rho_2 + \rho_1)$ –

коефіцієнт неоднорідності; n – номер члену ряду; L – відстань між найближчими електродами; – при тришаровій структурі:

$$\rho_y = \rho_1 \left\{ 1 + 4 \sum_{n=1}^{\infty} q_n^n \left[\frac{L}{\sqrt{L^2 + (2nh)^2}} - \frac{L}{\sqrt{4L^2 + (2nh)^2}} \right] \right\}, \quad (3)$$

де q_n – коефіцієнт розкладання підінтегральної функції [4].

Формули (2) і (3), отримані на підставі виразу для потенціалу електричного поля точкового джерела струму у багатошаровому середовищі [4], при розташуванні його та точки спостереження на поверхні ґрунту. При цьому (3) було отримано з застосуванням методу невизначених коефіцієнтів.

У рамках вдосконалення методики електромагнітної діагностики стану заземлювального пристрою, на основі аналітичного вирішення задачі про електричне поле точкового джерела струму, розташованого на поверхні чотиришарового провідного напівпростору з плоско-паралельними межами поділу, авторами було розроблено математичний апарат [5] для інтерпретації результатів зондування та еквівалентування [2] багатошарових структур у розрахункові моделі.

З метою побудови програмного засобу авторами використано отримане раніше рішення [5] вказаної задачі за умови розташування точки спостереження на поверхні чотиришарового ґрунту. У вказаному випадку уявний ПЕО буде мати вигляд:

$$\rho_y = \rho_1 + \rho_1 \sum_{j=1}^3 \left(4K_{j+1,j} \cdot \sum_{n=0}^{k_{ur}} \left[\frac{K_n L}{\sqrt{L^2 + (2h_j + 2n)^2}} - \frac{K_n L}{\sqrt{4L^2 + (2h_j + 2n)^2}} \right] \right), \quad (4)$$

де $K_{j+1,j}$ – коефіцієнт неоднорідності ґрунту, який визначається як $K_{j+1,j} = \frac{\rho_{j+1} - \rho_j}{\rho_{j+1} + \rho_j}$; K_n – коефіцієнти,

отримані у результаті розкладання функції, що характеризує багатошарове середовище; n – номер члену ряду; k_{ur} – кількість членів ряду.

Функція, що характеризує багатошарове середовище, має вигляд [5]:

$$F_Z'(\lambda) = \frac{1}{F_Z(\lambda)}, \quad (5)$$

де $F_Z(\lambda)$ визначається, як:

$$F_Z(\lambda) = 1 - K_{2,1}e^{-2\lambda h_1} - K_{3,2}e^{-2\lambda h_2} - K_{4,3}e^{-2\lambda h_3} + K_{2,1}K_{3,2}e^{-2\lambda(h_2-h_1)} + K_{2,1}K_{4,3}e^{-2\lambda(h_3-h_1)} + K_{3,2}K_{4,3}e^{-2\lambda(h_3-h_2)} - K_{2,1}K_{3,2}K_{4,3}e^{-2\lambda(h_3-h_2-h_1)}.$$

Значення K_n з виразу (4) знаходиться при розв'язанні за методом найменших квадратів системи рівнянь, складеної для апроксимації функції, що характеризує багатошарове середовище (5), за методикою, наведеною в [5], з урахуванням числа шарів ґрунту та $h_n=2 \cdot n$.

На підставі виразів (1) – (4) і з використанням методу найменших квадратів для апроксимації функції, що характеризує багатошаровий ґрунт, у програмному середовищі Delphi була розроблена програма для інтерпретації результатів ВЕЗ у вигляді чотиришарової геоелектричної структури «VEZ-4A», інтерфейс якої наведено на рис. 2.

Розроблена програма дозволяє виконувати як інтерактивну, так і автоматичну інтерпретацію результатів ВЕЗ.

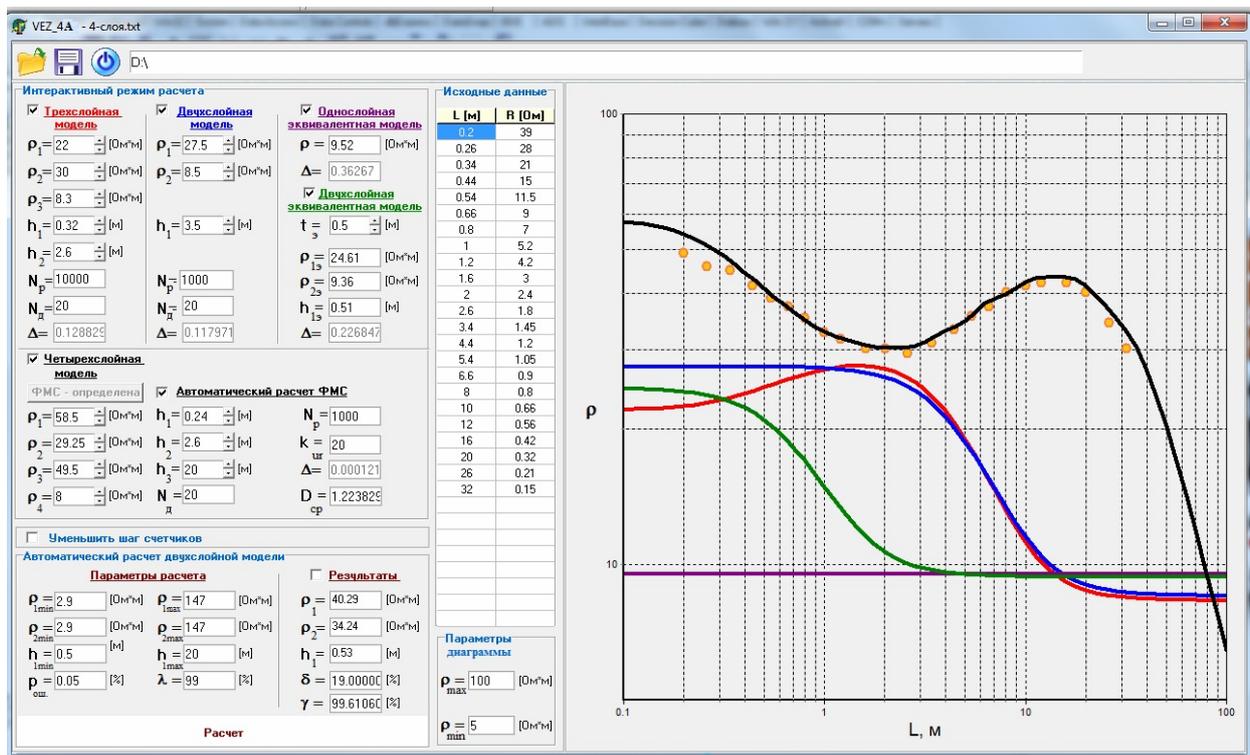


Рис. 2. Робоче вікно програми для інтерпретації багатошарових ґрунтів «VEZ-4A»

При апроксимації функції, що характеризує багатшарове середовище, слід розглядати інтервал зміни безрозмірного параметру $\lambda \in [0; \infty]$. Необхідна кількість членів ряду k_{ur} визначається відносною похибкою апроксимації D_{cp} вихідної функції (5), рекомендоване значення якої (див. рис. 2) не більше 1 %. При цьому $F'_{\lambda}(\lambda) = 1$ при $\lambda \rightarrow \infty$.

Особливістю програми є те, що алгоритм окрім стандартних також містить наступні блоки (див. рис. 3):

- блок автоматичної інтерпретації у вигляді двошарової моделі Block 1;
- блок інтерактивної інтерпретації у вигляді двошарової моделі Block 2;
- блок інтерактивної інтерпретації у вигляді тришарової моделі Block 3;
- блок інтерактивної інтерпретації у вигляді чотиришарової моделі Block 4.

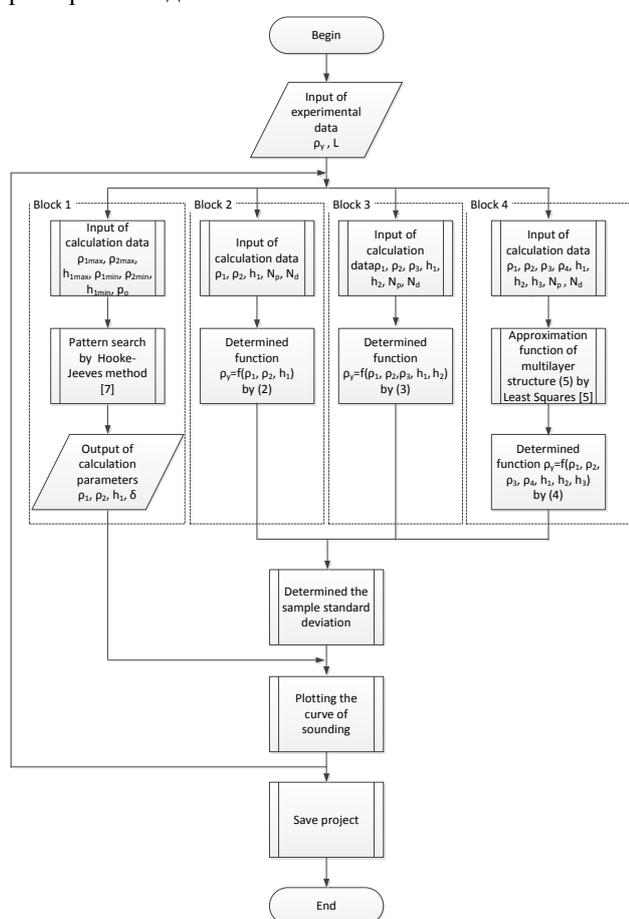


Рис. 3. Алгоритм роботи програми

До стандартних блоків слід віднести наступні:

- введення експериментальних даних (Input of experimental data ρ_{γ}, L);
- визначення стандартного середньоквадратичного відхилення (Determined the sample standard deviation);
- побудови кривих ВЕЗ (Plotting the curve of sounding);
- збереження проекту (Save project).

Методика та вирази для блоку еквівалентування (не зазначено в алгоритмі), що були використані в програмі, наведено в [2].

Запуск розрахунку та графічне відображення кривих ВЕЗ відбувається при виборі відповідної моделі (Block 1 – Block 4).

Змінюючи параметри моделей – ПЕО шарів та їх товщину – досягають найбільшої відповідності кривої ВЕЗ результатам експерименту. При цьому контроль за відповідністю здійснюється двома способами:

- 1) візуальним порівнянням експериментальних точок та розрахункової кривої ВЕЗ на графіку;
- 2) аналізом значення стандартного середньоквадратичного відхилення Δ (її найменше значення відповідає максимальній точності).

Змінювати параметри моделей також можна двома способами:

- 1) безпосереднім введенням значення параметру в поле;
- 2) змінювати значення покроковим способом за допомогою компоненту Delphi «UpDown».

Крок вказаного компоненту є плаваючим і залежить від абсолютного значення параметру.

Для автоматичної інтерпретації результатів ВЕЗ у блоці «Автоматический расчет двухслойной модели» у розділі «Параметры расчета» необхідно задати граничні параметри пошуку (на початку роботи автоматично встановлюються згідно з мінімальним та максимальним значенням експериментальної кривої ВЕЗ, у подальшому можуть бути змінені користувачем), вірогідність помилки p_{ou} (типове значення 0,05) та надійність розрахунку λ (типове значення 99 %). Слід зазначити, що зі зменшенням p_{ou} та збільшенням λ буде зростати час розрахунку.

Запуск процедури відбувається при натисканні кнопки «Расчет» або кнопки «Space» на клавіатурі, а графічне відображення кривої ВЕЗ – при виборі відповідного компоненту «CheckBox» для кожної моделі ґрунту.

У блоці «Результаты» виводяться отримані значення розрахунку параметрів моделі (ρ_1, ρ_2 та h_1), а також максимальне відхилення результатів розрахунку від експериментальних даних δ та достовірність моделі γ (припустимі значення даних параметрів обираються згідно з умовами задачі, що вирішується, рекомендоване ж значення $\delta \leq 10 \%$, а $\gamma \leq 95 \%$). Якщо було отримано занадто велике значення δ або низьке γ , то можливими варіантами задля підвищення точності розрахунку є:

- збільшення граничних параметрів пошуку у розділі «Параметры расчета»;
- зменшення вірогідності помилки p_{ou} та (або) збільшення надійності розрахунку λ ;
- видалення явно помилкової точки з блоку «Исходные данные», якщо вона не відповідає тенденції розміщення експериментальної кривої ВЕЗ.

Висновки.

1. Авторами розроблено алгоритм роботи програми, особливістю якого є можливість інтерпретації результатів ВЕЗ в інтерактивному або автоматичному режимі у вигляді дво-, три- та чотиришарового ґрунту.

2. Реалізовано програму для інтерпретації результатів ВЕЗ на базі математичної моделі з визначення

потенціалу електричного поля точкового джерела струму, розташованого у чотиришаровому провідному напівпросторі.

3. Створена програма «VEZ-4A» дозволяє охопити близько 98 % ґрунтів в місцях розташування енергооб'єктів України.

Розроблена програма для інтерпретації результатів ВЕЗ була успішно використана при проведенні електромагнітної діагностики стану заземлювальних пристроїв для 10 підстанцій класом напруги 150 кВ, 20 підстанцій класом напруги 110 кВ та ВРП-750 кВ Рівненської АЕС у 2015-2016 рр.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Випробування та контроль пристроїв заземлення електроустановок. Типова інструкція. СОУ 31.2-21677681-19:2009 – [Чинний від 2010–03–29]. – К.: Мінпаливенерго України, 2010. – 54 с. – (Національний стандарт України).
2. Колиушко Д.Г., Руденко С.С., Колиушко Г.М. Электрофизические характеристики грунта в местах расположения энергообъектов Украины // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2015. – № 3. – С. 67-72. doi: 10.20998/2074-272X.2015.3.10.
3. Шевнин В.А., Колесников В.П. Оценка глубинности ВЭЗ для однородной и слоистой среды // *Георазрез*. – 2011. – №1(8). – С. 1-9. – Электронный ресурс / Режим доступа: http://www.georazrez.ru/download/2011/08/Shevnin-Otценка_glubinnosti_VEZ.pdf.
4. Бургсдорф В.В., Якобс А.И. Заземляющие устройства электроустановок. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 400 с.
5. Колиушко Д.Г., Руденко С.С. Интерпретация результатов вертикального электрического зондирования в виде четырехслойного геоэлектрического полупространства // *Вісник НТУ «ХПІ»*. – 2015. – №12(1121). – С. 324-329.
6. Колиушко Г.М., Колиушко Д.Г., Руденко С.С. К вопросу повышения точности расчета нормируемых параметров заземляющих устройств действующих электроустановок // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2014. – №4. – С. 65-70. doi: 10.20998/2074-272X.2014.4.13.
7. Петков О.О., Колиушко Д.Г., Лінк І.Ю. Визначення параметрів двошарової моделі ґрунту за результатами вертикального електричного зондування, проведеного в районі розташування підстанцій // *Електрифікація та автоматизація сільського господарства*. – 2004. – №2(7). – С. 3-11.

REFERENCES

1. *Natsional'nyy standart Ukrayiny. SOU 31.2-21677681-19:2009. Viprobuвання та kontrol' prystroyiv zazemlennya elektroustanovok. Tipova instruktsiya*. [National Standard of Ukraine SOU 31.2-21677681-19:2009. Test and control devices, electrical grounding. Standard instruction]. Kyiv, Minenergougillya Ukrayiny Publ., 2010. 54 p. (Ukr).
2. Koliushko D.G., Rudenko S.S., Koliushko G.M. Analysis of electrophysical characteristics of grounds in the vicinity electrical substation of Ukraine. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.3, pp. 67-72. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2015.3.10.

3. Shevnin V.A., Kolesnikov W.P. Rating depth VES for the uniform and layered medium. *Electronic Journal «GEORazrez»*, 2011, no.1(8), pp. 1-9. Available at: http://www.georazrez.ru/download/2011/08/Shevnin-Otценка_glubinnosti_VEZ.pdf (Accessed 10 November 2013). (Rus).

4. Burgsdorf V.V., Yakobs A.I. *Zazemlyayushchie ustroystva elektroustanovok* [Grounding device of electrical installations]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987. 400 p. (Rus).

5. Koliushko D.G., Rudenko S.S. Interpretation the results of the vertical electrical sounding as the geoelectrical half space with four layer. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2015, no.12(1121), pp. 324-329. (Rus).

6. Koliushko G.M., Koliushko D.G., Rudenko S.S. On the problem of increasing computation accuracy for rated parameters of active electrical installation ground grids. *Electrical engineering & electromechanics*, 2014, no.4, pp. 65-70. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2014.4.13.

7. Petkov A.A., Koliushko D.G., Link I.Y. Determination of parameters two-layer model of ground on the results for the vertical electric sounding conducted in the vicinity of substation. *Electrification and automation of agriculture*, 2004, no.2(7), pp. 3-11. (Ukr).

Поступила (received) 06.04.2017

Колиушко Денис Георгійович¹, к.т.н., с.н.с.,

Руденко Сергій Сергійович¹, м.н.с.,

¹Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 61002, Харків, вул. Кирпичова, 2, e-mail: nio5_molnija@ukr.net

D.G. Koliushko¹, S.S. Rudenko¹

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

A computer program for interpretation of the data of vertical electrical sounding VEZ-4A.

Purpose. Creating a computer program for interpreting the results of vertical sounding the soil in the form of multilayer model most typical for Ukraine. **Methodology.** The algorithm of the program is constructed on determination the soil structure with the help of the method of point source current, method of analogy and method of equivalent. The option of automatic interpretation based on Hook-Jeeves method. The program is implemented in the programming language Delphi. **Results.** The computer program «VEZ-4A» has a possibility of the interactive and automatic interpretation sounding results in the multi-layered geoelectrical model. **Originality.** In first time the computer program for analyzing and interpreting results of the soil sounding by Wenner configuration was created on the base of the analytical solution for field of current point source located in four-, three- or two-layer structure. In paper the review is presented and basic functions of our program are analyzed. **Practical value.** The program «VEZ-4A» is created and adapted for use in the electromagnetic diagnostics of grounding of existing power plants and substations. References 7, tables 1, figures 3.

Key words: vertical electrical sounding, grounding, soil, Wenner installation.

Е.И. Сокол, Ю.А. Сиротин, Т.С. Иерусалимова, О.Г. Гриб, С.В. Швец, Д.А. Гапон

СЕТЕЦЕНТРИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМАМИ РАБОТЫ ТРЕХФАЗНОЙ СЕТИ

Інтеграція інтелектуальних та мережецентричних технологій у процес управління режимами роботи трифазної мережі забезпечують оперативність компенсації нелінійностей в системі за рахунок ортогонального розкладання струму і використання методу базисних функцій для мінімізації втрат. Бібл. 9, рис. 5.

Ключові слова: мережецентричне управління, безпілотний літальний апарат, втрати, якість, моніторинг, миттєва потужність.

Интеграция интеллектуальных и сетевых технологий в процесс управления режимами работы трехфазной сети обеспечивают оперативность компенсации нелинейностей в системе за счет ортогонального разложения тока и использования метода базисных функций для минимизации потерь. Библ. 9, рис. 5.

Ключевые слова: сетевое управление, беспилотный летательный аппарат, потери, качество, мониторинг, мгновенная мощность.

Введение и постановка проблемы. Системные процессы интеллектуализации электроэнергетической системы Украины основаны на внедрении технологий Smart Grid. Ценность этой технологической трансформации – перераспределить потребность в электроэнергии в моменты максимальной нагрузки, сократить дополнительные инвестиции в реорганизацию энергосистемы для повышения ее производительности [1]. Многоуровневое развитие системы управления режимами работы трехфазной сети подразумевает использование принципа сетевости – управления разнородными объектами инфраструктуры энергосистемы в едином информационно-коммуникационном управленческом пространстве благодаря формированию и поддержанию единой для всех ярусов управления целостной, контекстной информационной среды [2].

Концепция сетевого управления режимами работы трехфазной сети подразумевает формирование и поддержание в актуальном состоянии единого для всей системы образа реального состояния в максимально понятном и простом виде. Одним из способов достижения этих целей управления является внедрение в систему оперативного обслуживания энергосистемы [1], кроме распределенной подсистемы цифровых измерительных модулей, группы беспилотных летательных аппаратов (БПЛА) для мониторинга состояния трехфазной сети [3]. Мультиагентные технологии сбора и передачи информации с помощью БПЛА обеспечивают непрерывность получения и актуальность контекстного информационного образа трехфазной сети.

Реактивность, асимметрия и нелинейность нагрузки в трехфазной системе приводят к наличию неактивных составляющих полной мощности и вызывает не только дополнительные потери электроэнергии, но и является причиной появления пульсаций мгновенной мощности (ММ) – энергетической неуравновешенности системы. Это служит причиной уменьшения коэффициента полезного действия, способствует возникновению опасных резонансных явлений при работе оборудования.

Анализ последних исследований и публикаций. Эффективность использования электрической

энергии определяется в основном созданием таких условий её потребления, при которых обеспечивается требуемое качество поставки электрической энергии при минимальных потерях [4, 5]. Качество поставки электроэнергии может существенно влиять на расход электроэнергии, надежность системы электроснабжения [6]. Превышение показателей качества электроэнергии выше допустимых приводит к сокращению срока службы оборудования, понижению его эффективности и нарушению технологического процесса. Минимизация потерь в 3-фазной системе существенно связана с возможностью сокращения дополнительных потерь, которые обусловлены узлами потребления с несимметричными и нелинейными нагрузками [7].

Цель исследований – развитие методов компенсации неактивной составляющей мгновенной мощности при наличии несимметричной нагрузки в условиях сетевого управления режимами работы трехфазной сети.

Основные материалы исследований. 3-проводная схема является частным случаем 4-проводной схемы. Введенные определения несбалансированного (сбалансированного, реально сбалансированного) и неуравновешенного (уравновешенного) режимов остаются в силе и для 3-проводной схемы. Однако для классификации режимов используются ММ 0-уравновешенных процессов.

В 3-проводной цепи:

– активная мгновенная мощность полностью определена 0-уравновешенными процессами тока и напряжения

$$p(t) = p_1(t) = \dot{i}_1 \bullet u_1,$$

– векторная ММ совпадает со своей 0-составляющей

$$q(t) = q_0(t) = q_0(t)e_0$$

и полностью определена $q_0 = q_0(t) = [i \times u] \bullet e_0$ – алгебраической проекцией векторной ММ на орт e_0 , которую назовем скалярной неактивной ММ.

Разложения мгновенных мощностей на постоянную и переменную составляющие для:

– активной ММ:

$$\bar{p}_1 = \frac{1}{T} \int_{\tau}^{\tau+T} p_1(t) dt; \quad p_1(t) = \bar{p}_1 + \tilde{p}_1(t), \quad (1)$$

где $\tau \geq 0$ – произвольное число;

– неактивной (скалярной) ММ:

$$\bar{q}_0 = \frac{1}{T} \int_{\tau}^{\tau+T} q_0(t) dt; \quad \tilde{q}_0(t) = q_0(t) - \bar{q}_0, \quad (2)$$

классифицируют процессы в 3-проводной цепи.

Если активная ММ не имеет переменной (пульсирующей) компоненты $\tilde{p}_1(t) \equiv 0$, то режим уравновешен. В общем случае $\tilde{p} = p(t) - \bar{p} \neq 0$ и режим неуравновешен.

Так как $q(t) = q_0(t) = q_0(t)e_0$, то режим:

– при котором неактивная ММ не имеет переменной составляющей $\tilde{q}_0 = \tilde{q}_0(t) \equiv 0$ – сбалансирован;

– при котором неактивная ММ тождественно равна нулю $q_0(t) \equiv 0$ – реально сбалансирован.

Отметим, что симметричный синусоидальный режим уравновешен и сбалансирован, однако реально несбалансирован, если стандартная реактивная мощность не равна нулю.

Разложение тока в 4-проводной сети с выделением нулевой последовательности (НП). Для 4-проводной схемы справедливо разложение тока $i = i_0 + i_1$. Базисные кривые $w_1(t)$, $w_2(t)$ процессов 3-проводной схемы, которые используются для разложения компоненты тока i_1 , дополняются ортом НП.

Вектор напряжения u (измеренный относительно произвольной точки отсчета) определяет два ортогональных 0-уравновешенных вектора:

– вектор фазных напряжений (с помощью матрицы проектора $u_1 = D_1 \times u$) и

– вектор межфазных напряжений (с помощью косимметрической матрицы $u_{||} = K^* \times u_1$).

В каждый момент времени тройка векторов: $w_1(t)$, $w_2(t)$, e_0 образует ортонормированный базис пространства $S^{(3)}$, так как выполнено условие ортонормированности

$$\begin{bmatrix} w_1^* \\ w_2^* \\ - \\ e_0^* \end{bmatrix} \times [w_1 w_2 | e_0] = \begin{bmatrix} w_1^* w_1 & w_1^* w_2 & w_1^* e_0 \\ w_2^* w_1 & w_2^* w_2 & w_2^* e_0 \\ e_0^* w_1 & e_0^* w_2 & e_0^* e_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (3)$$

Справедливо ортогональное разложение тока:

$$i(t) = \underbrace{i_1 w_1 + i_2 w_2}_i + \underbrace{i_0 w_0}_{i_0} = \underbrace{(i_1^* w_1)}_{i_1} w_1 + \underbrace{(i_2^* w_2)}_{i_2} w_2 + i_0(t) e_0, \quad (4)$$

так как $i = i_1 + i_0$, и $i_0 \perp u_1$; $i_0 \perp u_{||}$, то для коэффициентов разложения (4) справедливо:

$$i_1 = i^* \cdot w_1 = (i_1 + i_0)^* \times \frac{u_1}{|u_1|} = \frac{i_1^* \cdot u_1}{|u_1|} = \frac{p_1}{|u_1|}; \quad (5)$$

$$\begin{aligned} i_2 = i^* \cdot w_2 &= (i_1 + i_0)^* \times \frac{u_{||}}{|u_{||}|} = \frac{i_1^* (u_1 \times e_0)}{|u_1|} = \\ &= \frac{e_0 (i_1 \times u_1)^*}{|u_1|} = \frac{q_0(t)}{|u_1|}, \end{aligned} \quad (6)$$

$$i_0(t) = i^* \cdot e_0. \quad (7)$$

Поэтому разложение (4) получается из разложения для 3-проводной схемы

$$i_0 = i_1 + i_2 = \frac{p_1(t)}{u_1} w_1 + \frac{q_0(t)}{u_1} w_{||}, \quad (8)$$

дополнительным слагаемым (7). Это дает разложение тока для 4-проводной цепи (рис. 1) в векторно-матричной форме:

$$i(t) = i_1 + i_2 + i_0 = [w_1 \quad w_{||} \quad e_0] \times \begin{bmatrix} p_1(t)/u_1 \\ q_0(t)/u_1 \\ i_0(t) \end{bmatrix}, \quad (9)$$

$$u_1 \neq 0.$$

Разложение справедливо при любом напряжении $u_0(t)$ 0-последовательности.

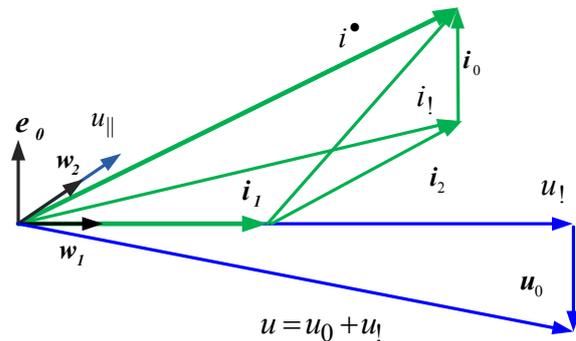


Рис. 1. Разложение тока и напряжения в 4-проводной системе ($u_0 || e_0$)

Так как $p_0 = u_0 \cdot i_0$, то компенсация тока 0-последовательности тока всегда компенсирует мощность 0-последовательности ($i_0 = 0 \Rightarrow p_0 = 0$). Обратное утверждение не верно. Кроме того, при этом компенсируется и часть векторной ММ.

Предложенный метод базиса расширяет векторный метод [8, 9] для любого напряжения НП $u_0(t)$ и показывает, что различные теории ММ 3-проводной схемы обусловлены выбором базиса в 2-мерном подпространстве L_1^2 .

Особенности компенсации методом базисных функций. До компенсации ток в сети нагрузки равен току источника $i_s(t) = i_L(t) = i(t)$ и может содержать ток 0-последовательности вне зависимости от наличия ($u_0 \neq 0$) или отсутствия ($u_0 = 0$) смещения напряжения.

Компенсация тока 0-последовательности i_0 исключает из цепи источника:

– активную ММ 0-последовательности (как ее постоянную, так переменную составляющие при любом напряжении 0-последовательности);

– компоненту векторной ММ, обусловленную током НП.

Причем выполняется эта процедура без задержки по времени, так как не требует интегрирования. Не требует интегрирования и компенсация 0-уравновешенной компоненты тока i_2 (коллинеарная межфазному напряжению), которая определяет неактивную ММ, обусловленную 0-уравновешенными процессами тока и напряжения. Компенсация токов

$i_0(t)$ и $i_2(t)$ равносильна компенсации векторной ММ и 0-компоненты активной мощности (если $u_0 \neq 0$) и осуществляется без задержки по времени. Компенсация части активного тока:

$$\tilde{i}_1 = \frac{\tilde{p}_1(t)}{u_1} w_1 = (p_1(t) - P_1) \frac{u_1}{u_1^2} \quad (10)$$

ассоциирована с пульсирующей составляющей активной ММ и потребует интегрирования. При этом, коэффициенты разложения определяют связь вектора тока в $\alpha\beta$ координатах ортонормированного базиса в 2-мерном подпространстве L_1^2 и мгновенными мощностями и их можно находить без промежуточных вычислений непосредственно используя измеренные вектора мгновенных значений токов $i(t)$ и мгновенных значений напряжений $u(t)$.

Алгоритм и реализация программы разложения тока

$$i(t) = \frac{p_1(t)}{u_1(t)} w_1(t) + \frac{q_0(t)}{u_1(t)} w_{||}(t) + i_0(t) e_0 \quad (11)$$

определен следующими процедурами:

– вычисление 0-уравновешенного вектора фазного и межфазного напряжения:

$$u_1(t) = D_1 u(t), \quad u_{||}(t) = K \bullet u(t); \quad (12)$$

– вычисление активной ММ и неактивной ММ 0-уравновешенного режима:

$$p_1(t) = i \bullet u_1 = i \bullet D_1 u, \quad (13)$$

$$q_0(t) = i \bullet u_{||} = i \bullet K \bullet u. \quad (14)$$

Методом визуального программирования Simulink реализована программа в пакете Matlab. Пакет Matlab конструирует блок – схему программы с помощью палитры компонентов математических моделей различных специфицированных электро-энергетических устройств. Разработанная программа, реализует также разложение тока (15), первая составляющая, которого обеспечивает электроснабжение с постоянной мощностью:

$$i = \frac{P}{u_1} w_1 + \underbrace{\frac{\tilde{p}_1(t)}{u_1} w_1 + \frac{q_0(t)}{u_1} w_{||}}_{\text{compensated current}} + i_0(t) e_0. \quad (15)$$

Результаты моделирования (рис. 2-5) качественно представляют энергетические процессы в 4-проводной схеме электроснабжения, в частности, подтверждают (рис. 2) теоретически известное поведение активного и неактивного тока pq -теории в синусоидальном режиме при симметричном напряжении: активный ток, реализующий активную ММ и реактивный ток, реализующий векторную ММ (вторая и третья паллета сверху) содержат гармонику 3-порядка. Активный ток, реализующий интегральную активную мощность:

$$i_S = u_1 \left(\frac{P}{u_1^2} \right), \quad (16)$$

(рис. 5, нижняя паллета) и обеспечивает режим потребления, с током в цепи источника при котором:

– ток 0-уравновешен $i_0(t) \equiv 0 \Leftrightarrow q'(t) \equiv 0$ (средняя паллета рис. 5);

– режим реально сбалансирован $q_0(t) \equiv 0$ (верхняя паллета рис. 5);

– режим уравновешен $p_1(t) \equiv \bar{p}_1 = P_1$ (нижняя паллета рис. 5).

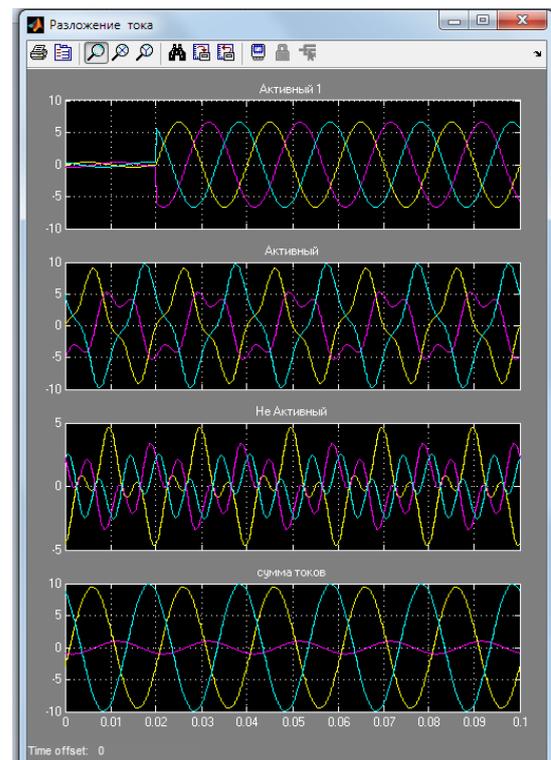


Рис. 2. Осциллограммы разложения полного тока на компоненты

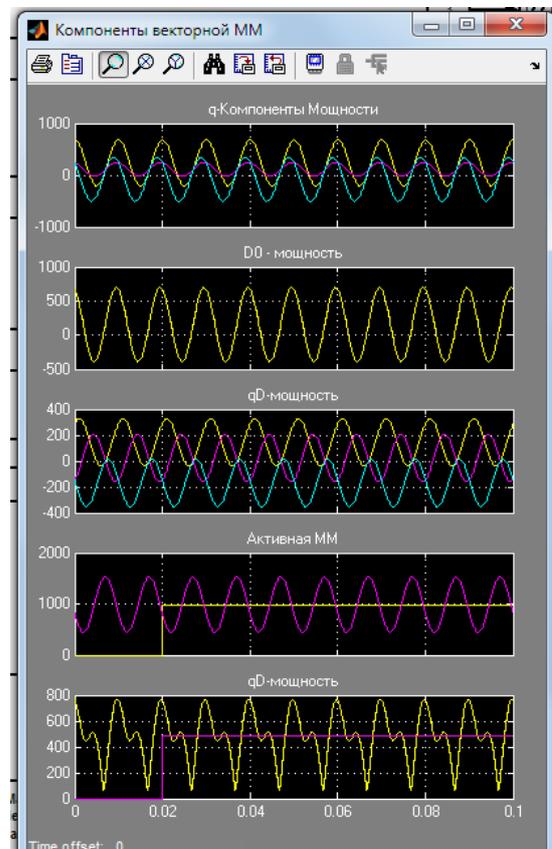


Рис. 3. Осциллограммы разложения векторной и скалярной ММ на составляющие

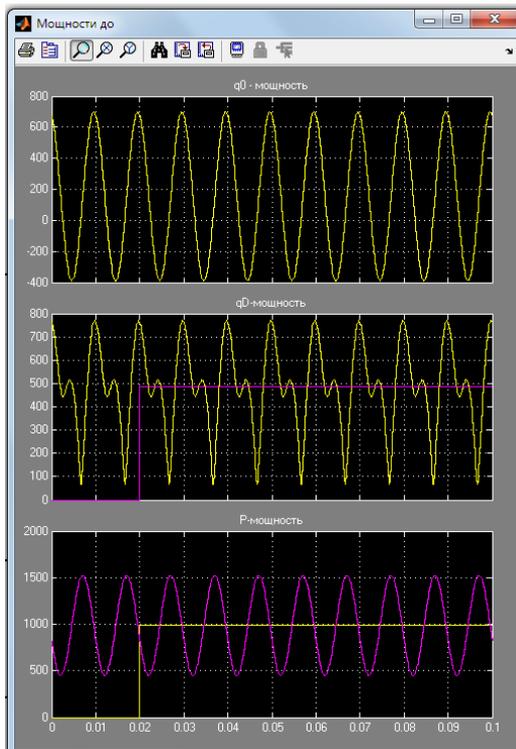


Рис. 4. Осциллограммы скалярной ММ и составляющих векторной ММ до компенсации

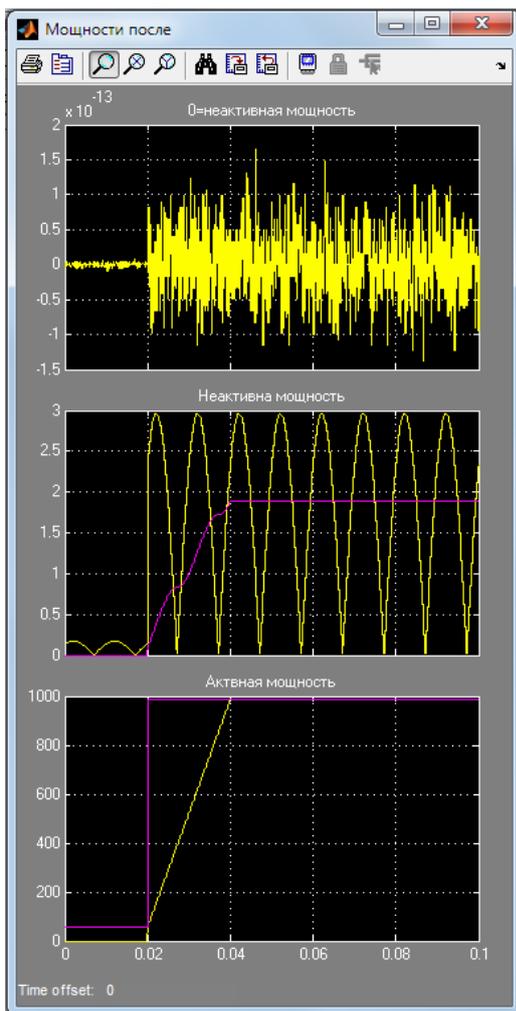


Рис. 5. Осциллограммы скалярной ММ и составляющих векторной ММ после компенсации

Выводы. Сетевые технологии управления режимами работы трехфазной сети с использованием мультиагентных способов сбора и передачи информации с помощью БПЛА обеспечивают непрерывность получения и актуальность контекстного информационного образа состояния энергосистемы.

Рассмотрен случай разложения мгновенных мощностей на постоянную и переменную составляющие для 3-проводной системы. Выделены особенности баланса мощности для разных режимов ее функционирования. Следует отметить, что симметричный синусоидальный режим уравновешен и сбалансирован, однако реально несбалансирован, если стандартная реактивная мощность не равна нулю.

Процедура компенсации тока нулевой последовательности исключает из цепи источника, как активную составляющую мгновенной мощности нулевой последовательности, так и векторную, обусловленную током нулевой последовательности. Эта процедура выполняется без задержки по времени, так как не требует интегрирования.

Для решения задачи компенсации достаточно знание суммарной величины неактивных составляющих полной мощности (величины неактивной мощности) без ее детализации. Создание методологии измерения и учета потребует знания величин каждой неактивной составляющей отдельно, что приводит к необходимости развития единого подхода к измерению и компенсации неактивных составляющих полной мощности и разработки обобщенной теории мощности. Только в 3-проводной системе с симметричным напряжением устранение пульсаций и симметризация проводимостей фаз эквивалентные задачи (мощность пульсаций и мощность несимметрии проводимостей фаз равны). При несимметричном напряжении эти мощности разные, их анализ для электротехнических систем требует создания векторной математической модели энергетических процессов несимметричных режимов 3-фазных систем.

Несимметричные нагрузки, которые кроме дополнительных потерь, приводят к несимметрии напряжения и пульсации потока энергии, наносят электроснабжению существенно больший вред, чем симметрия реактивных проводимостей фаз (реактивная мощность).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сокол Е.И., Гриб О.Г., Швець С.В. Структурно-параметрическая организация элементов энергосистемы в условиях сетецентризма // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2016. – №2. – С. 61-64. doi: 10.20998/2074-272X.2016.2.11.
2. Сокол Е.И., Гриб О.Г., Швець С.В. Сетевые технологии оптимизации оперативного обслуживания элементов энергосистемы // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2016. – №3. – С. 67-72. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.11.
3. Швець С.В., Воропай В.Г. Мережецентричні аспекти використання безпілотних літальних апаратів // *Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. Серія «Проблеми енергозабезпечення та енергозбереження в АПК України»*. – 2016. – №176. – С. 33-34.

4. Денисюк С.П. Оптимизация электропотребления для энергосбережения в системах с преобразователями // Проблемы энергосбережения. – 1994. – №2, 3. – С. 81-88.
5. Праховник А. В. Энергосбережения: нетрадиционный взгляд та інша стратегія // Энергетика та електрифікація. – 2008. – №4. – С. 30-33.
6. Шидловский А.К., Кузнецов В.Г. Повышение качества электроэнергии в электрических сетях. – Киев: Наукова думка, 1985. – 286 с.
7. Жежеленко И.В., Саенко Ю.Л. Вопросы качества электроэнергии в электроустановках. – Мариуполь, ПГТУ. – 1996. – 173 с.
8. Tenti P., Mattavelli P., Tedeschi E. Compensation techniques based on reactive power conservation // 7th Int. Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-Sinusoidal Conditions. – Cagliari, Italy. – July 2006. – pp. 84-90.
9. Сиротин Ю.А. Ток небаланса и ток пульсаций при несимметричном напряжении // Технічна електродинаміка. – 2012. – №2. – С. 42-43.

REFERENCES

1. Sokol Y.I., Gryb O.G., Shvets S.V. The structural and parametrical organization of elements of a power supply system in the conditions of network centrism. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.2, pp. 61-64. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2016.2.11**.
2. Sokol Y.I., Gryb O.G., Shvets S.V. Network centrism optimization of expeditious service of elements of the power supply system. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.3, pp. 67-72. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2016.3.11**.
3. Shvets S.V., Voropai U. G. Mariechantal aspects of the use of unmanned aerial vehicles. *Bulletin of Kharkiv Petro Vasylenko National Technical University of Agriculture*, 2016, no.176, pp. 33-34. (Ukr).
4. Denisyuk S.P. Optimization of power consumption for energy saving in systems with converters. *Problems of energy saving*, 1994, no.2-3, pp. 81-88. (Rus).
5. Prakhovnik A.V. Energy saving: unconventional look and a different strategy. *Energetic and electrification*, 2008, no.4, pp. 30-33. (Rus).
6. Shidlovsky A.K., Kuznetsov V.G. *Povyshenie kachestva elektroenergii v elektricheskikh setiakh* [Increase the power quality in electric networks]. Kyiv, Naukova Dumka Publ., 1985. 286 p. (Rus).
7. Zhezhelenko I.V., Saenko Yu.L. *Voprosy kachestva elektroenergii v elektroustanovkakh* [Issues of power quality in electrical installations]. Mariupol, PSTU Publ., 1996. 173 p. (Rus).
8. Tenti P., Mattavelli P., Tedeschi E. Compensation techniques based on reactive power conservation. *7th Int. Workshop on Power Definitions and Measurements under Non-Sinusoidal Conditions*, Cagliari, Italy, July 2006, pp. 84-90.
9. Sirotnin Yu.A. Unbalanced current and the pulsating current at asymmetrical voltage. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2012, no.2, pp. 42-43.

Поступила (received) 25.04.2017

Сокол Евгений Иванович¹, д.т.н., проф., член-корр. НАНУ,
Сиротин Юрий Александрович¹, д.т.н., проф.,
Иерусалимова Татьяна Сергеевна¹, к.т.н.,
Гриб Олег Герасимович¹, д.т.н., проф.,
Швец Сергей Викторович¹, к.т.н. доц.,
Гапон Дмитрий Анатольевич¹, к.т.н. доц.,
¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076551,
e-mail: Ierusalimovat@mail.ru, dima12345ml@mail.ru,
se_sx@bk.ru

Y.I. Sokol¹, Yu.A. Sirotnin¹, T.S. Ierusalimova¹, O.G. Gryb¹,
S.V. Shvets¹, D.A. Gapon¹

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kurpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Network-centric technologies for control of three-phase network operation modes.

Purpose. The development of the control system for three-phase network is based on intelligent technologies of network-centric control of heterogeneous objects. The introduction of unmanned aerial vehicles for monitoring of three-phase network increases the efficiency of management. **Methodology.** The case of decomposition of the instantaneous capacities of the fixed and variable components for 3-wire system. The features of power balance for the different modes of its functioning. It should be noted that symmetric sinusoidal mode is balanced and good, but really unbalanced, if the standard reactive power is not zero. To solve the problem of compensation is sufficient knowledge of the total value of the inactive components of full power (value of the inactive power) without detail. The creation of a methodology of measurement and assessment will require knowledge of the magnitudes of each inactive component separately, which leads to the development of a unified approach to the measurement and compensation of inactive components of full power and the development of a generalized theory of power. **Results.** Procedure for the compensation of the current of zero sequence excludes from circuit the source, as the active component of instantaneous power of zero sequence, and a vector due to a current of zero sequence. This procedure is performed without time delay as it does not require integration. Only a 3-wire system with symmetrical voltage eliminates pulsations and symmetrization of the equivalent conductances of the phases of the task. Under asymmetric voltage, the power is different, its analysis requires the creation of a vector mathematical model of the energy processes of asymmetrical modes of 3-phase systems. **Originality.** The proposed method extends the basis of the vector method for any zero sequence voltages and shows that the various theories of instantaneous power three wired scheme due to the choice of a basis in a two-dimensional subspace. **Practical value.** The algorithm and software implementation for the decomposition of the zero sequence current, which allocated the procedure of obtaining null-balanced vectors of phase and interfacial voltage, calculation of active and inactive instantaneous power is zero balanced mode. The simulation results obtained in the software package Matlab by the method of visual programming in Simulink. References 9, figures 5.

Key words: network-centric control, unmanned aerial vehicle, losses, quality, monitoring, instantaneous power.

ПРО ЗАПРОВАДЖЕННЯ У ЖУРНАЛІ СТАНДАРТУ ЩОДО ЛІТЕРНИХ ПОЗНАК

Угодою про асоціацію між Україною та Європейським Союзом передбачено створення національного органу стандартизації (НОС), який має бути визнаним на національному рівні й отримує право бути національним членом відповідних міжнародних організацій стандартизації. Аналогами в світі є ANSI (США), UNI (Італія), DIN (Німеччина), BSI (Велика Британія), тощо.

Розпорядженням Кабінету Міністрів України від 26.11.2014 № 1163-р визначено, що функції НОС виконує державне підприємство «Український науково-дослідний і навчальний центр проблем стандартизації, сертифікації та якості» (ДП «УкрНДНЦ»). З 2016 року новою назвою національного органу стандартизації є Українське Агентство зі Стандартизації (УАС або UAS). Отже, НОС, ДП «УкрНДНЦ» та УАС (UAS) – це один і той же заклад. До повноважень УАС (UAS) належить зокрема прийняття та скасування національних стандартів, утворення, припинення діяльності технічних комітетів стандартизації (ТК) та координація їх діяльності тощо.

Нещодавно, а саме 08 червня 2017 р. Наказом ДП «УкрНДНЦ» №142 було проголошено про прийняття методом підтвердження декількох національних нормативних документів, гармонізованих з міжнародними нормативними документами, з негайним наданням чинності, зокрема ДСТУ ІЕС 60027-1:2017 Літерні позначки в електротехніці. Частина 1. Загальні поняття.

У зв'язку з цим може виникнути низка запитань, передусім у авторів журналу, а саме:

1. Навіщо переходити на позначки за цим стандартом?
2. Що таке прийняття методом підтвердження?
3. Як ознайомитися з текстом цього стандарту?
4. Якою є політика редакції стосовно переходу на літерні позначки, рекомендовані Міжнародною Електротехнічною Комісією згідно з ІЕС 60027-1?

Спробуємо надати відповіді на ці запитання.

1. Вже майже ніхто не заперечує, що мовою наукового спілкування є англійська. Так само мовою формул в цивілізованому світі є система позначок, зібраних шляхом багаторічної копійної роботи першокласних фахівців з низки Технічних Комітетів Міжнародної Електротехнічної Комісії в стандарті ІЕС 60027-1. Щоб статті наших авторів стали більш зрозумілими в світі, ця мова формул з часом має стати і нашою мовою.

2. Метод підтвердження означає, що це національний стандарт України, гармонізований з міжнародним чи європейським нормативним документом. Його подано у незмінному вигляді мовою оригіналу (переважно англійською). Для нормативних документів, прийнятих методом підтвердження, передбачено лише оприлюднення підтверджувального повідомлення і не передбачено перекладу або офіційного видання нормативного документа. Тому ці стандарти складаються з підтверджувального повідомлення та міжнародного чи європейського стандарту англійською мовою.

3. Безкоштовно ознайомитись із офіційними текстами будь-яких стандартів можливо лише у читальній залі Національного фонду нормативних документів за адресою: м. Київ вул. Святошинська, 2, к. 307. тел. 450-06-82, а придбати їх можна в УкрНДНЦ. Ціна офіційної копії

стандарту на паперовому носії (обсягом до 200 сторінок) визначається із розрахунку 14,10 грн. з ПДВ за одну сторінку, а на електронному носії – 10,80 грн. з ПДВ за одну сторінку. Як бачимо, вартість офіційної копії стандарту обсягом 120 сторінок (ДСТУ ІЕС 60027-1) становить чималу суму для окремої особи, але для університети та наукові інститути можуть собі дозволити придбати необхідні нормативні документи для своїх бібліотек.

4. Враховуючи відносно високу вартість офіційної копії стандарту ДСТУ ІЕС 60027-1 і невизначені терміни появи цього документу в бібліотеках навчальних та наукових інститутів, а також принцип добровільного застосування стандартів (Закон України «Про стандартизацію» від 05.06.2014 № 1315-VII) редакція нашого журналу не буде вимагати негайного застосування цього стандарту авторами статей у повному обсязі. Втім, починаючи з п'ятого номера 2017 р. ми наполягатимемо на дотримання авторами статей мінімальних вимог цього стандарту стосовно загальних рекомендації щодо зображення символів величин, основних правил побудови індексів, поєднань символів в елементарних операціях з величинами, зображення чисел, математичних знаків і символів, виразів для величин та їх комплексного представлення, а також зображення величин, які залежать від часу. Для виконання цих вимог авторам статей достатньо познайомитися з неофіційним коментованим перекладом згаданого стандарту, який було представлено у Додатку Б до посібника, розміщеного на сайті нашого журналу (Клименко Б.В. Електричні апарати. Електромеханічна апаратура комутації, керування та захисту. Загальний курс : навчальний посібник (видання друге, допрацьоване та доповнене). – Харків: Вид-во «Точка», 2013. – 400 с. ISBN 978-617-669-015-3). Починаючи з 2018 року ми будемо вимагати від авторів більш повного дотримання вимог цього стандарту, зокрема вимог щодо назв символів та одиниць виміру. Крім того, редакція планує виробити однозначні вимоги щодо позначок для публікацій в журналі стосовно тих випадків, де стандарт допускає альтернативи.

* * *

Редакція журналу «Електротехніка і електромеханіка» активно співпрацює з Технічним комітетом стандартизації науково-технічної термінології (ТК 19), який є колективним членом Технічного комітету ТС 1 (Terminology) Міжнародної електротехнічної комісії, стосовно унормування україномовної електротехнічної термінології, гармонізованою з термінологією Міжнародного електротехнічного словника (International Electrotechnical Vocabulary – IEV). Результатом такої співпраці ми бачимо появу україномовних термінів в онлайн версії IEV (Electropedia: <http://www.electropedia.org>), починаючи з 14-и частин першого класу понять (General Concepts), а також тих частин IEV, для яких вже були здійснені переклади на українську мову термінів та визначень у вигляді прийнятих стандартів ДСТУ ІЕС та неофіційних перекладів, опублікованих окремими авторами. Після цього редакція буде спонукати авторів статей застосовувати цю термінологію у своїх публікаціях.

ПЕТРУШИН ВИКТОР СЕРГЕЕВИЧ

(к 70-летию со дня рождения)

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой электрических машин Одесского национального политехнического университета Виктор Сергеевич Петрушин родился 14 мая 1947 г. в селе Шабо Белгород-Днестровского района Одесской области. В 1968 году окончил Одесский политехнический институт по специальности «Электрические машины» с присвоением квалификации инженер-электромеханик.

По окончании института работал инженером Всесоюзного научно-исследовательского и проектно-технологического института электроугольных изделий, ассистентом, старшим преподавателем и доцентом Одесского инженерно-строительного института.

С 1987 года Виктор Сергеевич работал в должности доцента на кафедре электрических машин Одесского политехнического института. На протяжении пяти лет, с 1993 по 1998 годы, он исполнял обязанности декана факультета автоматизации и электрификации промышленности.

В 2002 году Петрушин В.С. в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт» успешно защитил докторскую диссертацию на тему «Проектный синтез высокоэффективных регулируемых асинхронных двигателей мощностью до 400 кВт». После защиты Виктор Сергеевич работал в должности профессора кафедры электрических машин, а в 2003 году возглавил эту кафедру.

За период работы на кафедре подготовил и преподает курсы – «Электрические машины», «Тепловые и вентиляционные расчеты в электрических машинах», «Электрические машины в регулируемом приводе», «Основы электрической тяги», «Вибрация и акустика электрических машин», «Электромехатроника».

С участием Виктора Сергеевича модернизируются лаборатории кафедры, создаются новые оригинальные стенды по специальным курсам, внедряются в учебный процесс современные компьютерные

технологии. Им много уделяется внимания научно-исследовательской работе студентов, а также руководству аспирантов.



Научная деятельность В.С. Петрушина связаны с моделированием электромагнитных, электромеханических, тепловых, виброакустических процессов в асинхронных двигателях; проектированием регулируемых асинхронных двигателей, адаптированных к специфическим условиям работы в составе регулируемых электроприводов; разработкой энергосберегающих асинхронных двигателей.

Он является автором более 150 научных работ и нескольких учебных пособий.

В настоящее время является председателем специализированного совета по защите кандидатских диссертаций при Одесском национальном политехническом университете, входит в состав ряда оргкомитетов международных конференций и симпозиумов по актуальным проблемам электромеханики. Петрушин В.С. – член редколлегии научно-технического журнала «Электротехнические и компьютерные системы».

Виктор Сергеевич не только хороший руководитель и известный ученый, но и доброжелательный и коммуникабельный человек, рядом с которым его коллеги и друзья чувствуют себя вполне комфортно. Он всегда готов поддержать любые кафедральные мероприятия, а во многих случаях не прочь быть их инициатором.

Виноделие одно из хобби Виктора Сергеевича и он всегда с большим желанием и гордостью делится с друзьями и коллегами продуктом этого хобби.

Друзья, товарищи и коллеги по работе желают Виктору Сергеевичу доброго здоровья, счастья и новых успехов в его плодотворной деятельности.

Редакционная коллегия журнала «Електротехніка і електромеханіка» присоединяется к этим пожеланиям.