

ISSN 2074-272X

науково-практичний
журнал

2019/6



EIE електротехніка і **EIE** електромеханіка

Electrical Engineering

& Electromechanics

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена
Електричні машини та апарати
Техніка сильних електричних та магнітних полів.
Кабельна техніка
Електричні станції, мережі і системи
Ювілеї

З 2015 р. журнал індексується у міжнародній
наукометричній базі Web of Science
Core Collection: Emerging Sources
Citation Index



«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
Colak I.	Professor, Nisantasi University, Istanbul, Turkey
Doležel I.	Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
Féliachi M.	Professor, Technological Institute of Saint-Nazaire, University of Nantes, France
Gurevich V.I.	Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
Ida N.	Professor, The University of Akron, Ohio, USA
Kildishev A.V.	Associate Research Professor, Purdue University, USA
Kuznetsov B.I.	Professor, SI "ITPM NASU", Ukraine
Kyrylenko O.V.	Professor, Member of NAS of Ukraine, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine (IED of NASU), Kyiv, Ukraine
Nacke B.	Professor, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität, Institute of Electrotechnology, Hannover, Germany
Podoltsev A.D.	Professor, IED of NASU, Kyiv, Ukraine
Rainin V.E.	Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
Rezynkina M.M.	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
Shkolnik A.A.	Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
Trichet D.	Professor, Institut de Recherche en Energie Electrique de Nantes Atlantique, Nantes, France
Yatchev I.	Professor, Technical University of Sofia, Sofia, Bulgaria
Yufarov V.B.	Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
Zagirnyak M.V.	Professor, 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., НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буряковський С.Г.	професор, директор НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буткевич О.Ф.	професор, Інститут електродинаміки НАНУ
Василів К.М.	професор, НУ "Львівська Політехніка"
Васьковський Ю.М.	професор, НТУУ "Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"
Гриб О.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Гурин А.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Жемеров Г.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Клепиков В.Б.	професор, НТУ "ХПІ"
Міліх В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М.	професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Петрушин В.С.	професор, ОНПУ, Одеса
Пуйло Г.В.	професор, ОНПУ, Одеса
Резинкін О.Л.	професор, НТУ "ХПІ"
Сосков А.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
Щербак Я.В.	професор, НТУ "ХПІ"
Ягуп В.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова

* 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.), Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
Buriakovskiy S.G.	Professor, Director of Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
Butkevych O.F.	Professor, IED of NASU
Vasyliv K.M.	Professor, Lviv Polytechnic National University
Vaskovskiy Yu.M.	Professor, NTUU "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"
Gryb O.G.	Professor, NTU "KhPI"
Guryn A.G.	Professor, NTU "KhPI"
Zhemerov G.G.	Professor, NTU "KhPI"
Klepikov V.B.	Professor, NTU "KhPI"
Milykh V.I.	Professor, NTU "KhPI"
Mikhaylov V.M.	Professor, NTU "KhPI"
Omel'yanenko V.I.	Professor, NTU "KhPI"
Petrushin V.S.	Professor, Odessa National Polytechnic University
Puilo G.V.	Professor, Odessa National Polytechnic University
Rezynkin O.L.	Professor, NTU "KhPI"
Soskov A.G.	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv
Shcherbak Ya.V.	Professor, NTU "KhPI"
Yagup V.G.	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv

* 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", Kurpychova Str., 2, Kharkiv, 61002, Ukraine

тел. / phone: +380 57 7076281, +380 67 3594696, e-mail: a.m.grechko@gmail.com

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

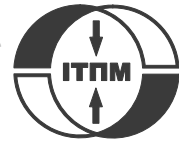
© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2019

© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2019

Підписано до друку 19.12.2019 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,75.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-06-2019. Ціна договірна.

Надруковано ТОВ "Друкарня "Мадрид", Україна, 61024, м. Харків, вул. Гуданова, 18



ЗМІСТ

Електротехніка. Визначні події. Славетні імена

Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 52: Конструктор ракетно-космической техники Михаил Янгель и его свершения в ракетостроении..... 3

Електричні машини та апарати

Василів К.М., Мазуренко Л.І. Математична модель електротехнічного комплексу для приводу головних циркуляційних помп ядерного реактора ВВЕР-1000 атомних електричних станцій..... 12

Милых В.И., Шилкова Л.В. Численно-полевой анализ характеристик трехфазного индуктора магнитного поля для обработки различных веществ при стабилизации его тока..... 21

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Баранов М.И., Буряковский С.Г., Гриценко А.С., Костюк В.А. Результаты исследований термической стойкости опытных образцов панелей из алюминиевого сплава топливного бака самолета к прямому воздействию нормированных компонент тока искусственной молнии 29

Батыгин Ю.В., Чаплыгин Е.А., Шиндерук С.А., Стрельникова В.А. Численные оценки токов и сил в линейных инструментах магнитно-импульсного притяжения металлов. Часть 2: Металлы с высокой удельной электропроводностью..... 39

Беспрозванных А.В., Рогинский А.В. Эффективность применения полупроводящих покрытий для регулирования электрического поля в высоковольтной изоляции электрических машин..... 44

Електричні станції, мережі і системи

Розов В.Ю., Гринченко В.С., Ерисов А.В., Добродеєв П.Н. Эффективное контурное экранирование магнитного поля трехфазных кабельных линий при ограниченном тепловом воздействии на силовые кабели..... 50

Hinda A., Khat M., Boudjema Z. Fuzzy second order sliding mode control of a unified power flow controller 55

Rahmani A., Slimani L., Bouktir T. Unbalanced load flow with hybrid wavelet transform and support vector machine based error-correcting output codes for power quality disturbances classification including wind energy..... 62

Zaitsev R.V., Kirichenko M.V., Khrypunov G.S., Zaitseva L.V., Chugai O.N., Drozdova A.A. Constructive solution of highly effective photoenergy module: development and experimental testing 70

Ювілеї

Толмачов Станіслав Трохимович (до 80-річчя з дня народження)..... 76

Шумілов Юрій Андрійович (до 85-річчя з дня народження)..... 77

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 52: Rocket-space technology designer Mikhail Yangel and his accomplishments in missile design 3

Electrical Machines and Apparatus

Vasyliv K.M., Mazurenko L.I. A mathematical model of the electrical engineering complex for drive of main circulation pumps of nuclear reactor VVER-1000 of nuclear power plants 12

Milykh V.I., Shilkova L V. Numerical-field analysis of the characteristics of a three-phase magnetic field inductor for the treatment of various substances with current stabilization 21

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Hrytsenko A.S., Kostiuk V.A. Results of investigations of thermal resistibility of prototypes of aluminum alloy panels of fuel tank of airplane to direct action of normalized components of artificial lightning current 29

Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Strelnikova V.A. Numerical estimates of currents and forces in linear tools of the magnetic-pulse attraction of metals. Part 2: High electrical conductance metals 39

Bezprozvannyh G.V., Roginskiy A.V. Efficiency of application of semiconductive coatings for regulation of electric field in high-voltage insulation of electric machines 44

Power Stations, Grids and Systems

Rozov V.Yu., Grinchenko V.S., Yerisov A.V., Dobrodeyev P.N. Efficient shielding of three-phase cable line magnetic field by passive loop under limited thermal effect on power cables	50
Hinda A., Khat M., Boudjema Z. Fuzzy second order sliding mode control of a unified power flow controller	55
Rahmani A., Slimani L., Bouktir T. Unbalanced load flow with hybrid wavelet transform and support vector machine based error-correcting output codes for power quality disturbances classification including wind energy	62
Zaitsev R.V., Kirichenko M.V., Khrypunov G.S., Zaitseva L.V., Chugai O.N., Drozdova A.A. Constructive solution of highly effective photoenergy module: development and experimental testing	70

Anniversaries

Tolmachev S.T. (on the 80th anniversary of his birth)	76
Shumilov Yu.A. (on the 85th anniversary of his birth)	77

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2020 рік – 770,58 грн., на два місяці – 128,43 грн., на чотири місяці – 256,86 грн., на шість місяців – 385,29 грн., на вісім місяців – 513,72 грн., на десять місяців – 642,15 грн. Передплатний індекс у каталозі ПАТ «УкрПошта»: 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.

Згідно Наказу МОН України №1412 від 18.12.2018 р. науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включено до найвищої категорії «А» Переліку фахових видань України з технічних наук.

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 наукометричній базі даних Web of Science Core Collection: Emerging Sources Citation Index (ESCI), що рекомендована МОН України, а також у таких міжнародних базах даних: Index Copernicus (ICV 2018: 100.00), Російський Індекс Научного Цитування – РИИЦ (ELIBRARY), і входить до баз даних EBSCO, ProQuest, GALE, DOAJ тощо.



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.urau.ua/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 52: КОНСТРУКТОР РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ МИХАИЛ ЯНГЕЛЬ И ЕГО СВЕРШЕНИЯ В РАКЕТОСТРОЕНИИ

Наведено науково-історичний нарис про видатного радянського конструктора ракетно-космічної техніки Михайла Кузьмича Янгеля, що став одним з творців вітчизняного ракетно-ядерного «щита». Описані основні науково-технічні досягнення М.К. Янгеля в галузі розробки і створення в СРСР бойового стратегічного ракетного озброєння і ракетно-космічної техніки для мирного освоєння космосу. Показано, що Головний конструктор ОКБ-586 (КБ «Південне», м. Дніпропетровськ) М.К. Янгель є «батьком» радянських бойових міжконтинентальних балістичних ракет (МБР) першого (з індексами 8К63, 8К65 і 8К64), другого (з індексами 8К67, 8К69 і 8К67П) та третього (з індексами 15А14, 15А15, 15А16 і 15А18) поколінь. При створенні МБР четвертого покоління (з індексами 15А18М, 15Ж60 і 15Ж61) були застосовані його ідеї. Дані бойові МБР забезпечили в період «холодної війни» для СРСР паритет в світовій гонці стратегічних ракетно-ядерних озброєнь. Бібл. 24, табл. 2, рис. 13.

Ключові слова: ракетно-космічна техніка, видатний радянський конструктор ракетно-космічної техніки Михайло Янгель, досягнення у військовому і мирному ракетобудуванні, науково-історичний нарис.

Приведен научно-исторический очерк о выдающемся советском конструкторе ракетно-космической техники Михаиле Кузьмиче Янгеле, ставшем одним из создателей отечественного ракетно-ядерного «щита». Описаны основные научно-технические достижения М.К. Янгеля в области разработки и создания в СССР боевого стратегического ракетного вооружения и ракетно-космической техники для мирного освоения космоса. Показано, что Главный конструктор ОКБ-586 (КБ «Южное», г. Днепропетровск) М.К. Янгель является «отцом» советских боевых межконтинентальных баллистических ракет (МБР) первого (с индексами 8К63, 8К65 и 8К64), второго (с индексами 8К67, 8К69 и 8К67П) и третьего (с индексами 15А14, 15А15, 15А16 и 15А18) поколений. При создании МБР четвертого поколения (с индексами 15А18М, 15Ж60 и 15Ж61) были применены его идеи. Данные боевые МБР обеспечили в период «холодной войны» для СССР паритет в мировой гонке стратегических ракетно-ядерных вооружений. Библ. 24, табл. 2, рис. 13.

Ключевые слова: ракетно-космическая техника, выдающийся советский конструктор ракетно-космической техники Михаил Янгель, достижения в военном и мирном ракетостроении, научно-исторический очерк.

Введение. В настоящее время с учетом прошедших лет и рассекречивания многих ранее недоступных для широкого читателя материалов, касающихся становления и развития в бывшем СССР ракетной отрасли, имевшей важное военно-стратегическое значение, становится известным и то, что лучшие советские боевые межконтинентальные баллистические ракеты (МБР) были разработаны и созданы не прославленным конструктором ракетно-космической техники (Главным конструктором ОКБ-1, г. Калининград, Московская обл.), дважды Героем Труда, академиком АН СССР (с 1958 г.) С.П. Королевым [1], а Главным конструктором ОКБ-586 (КБ «Южное», г. Днепропетровск) М.К. Янгелем [2]. Именно М.К. Янгель практически «взвалил» на свои плечи неимоверную ответственность и всю тяжесть обороны СССР от потенциального ракетно-ядерного удара вражеских сил Запада. Заслуги С.П. Королева в создании первых советских МБР, поставленных в 1956-1968 гг. на вооружение ракетных войск стратегического назначения (РВСН), никто не умоляет. В конкурентной борьбе М.К. Янгель фактически «развязал» руки С.П. Королеву для советского прорыва в мирный космос. Требуется воздать должное недооцененному в полной мере в XX веке, яркому и успешному выдающемуся советскому конструктору ракетно-космической техники, дважды Герою Труда (1959 г.; 1961 г.), академику АН УССР (с 1961 г.) и АН СССР (с 1966 г.) Михаилу Кузьмичу Янгелю [2] (рис. 1). Для этого в форме научно-исторического очерка о нем внесем скромный вклад и мы – наследники трудов М.К. Янгеля.

Целью статьи является подготовка краткого научно-исторического очерка о выдающемся конструкторе

отечественной ракетно-космической техники и одним из основных создателей ракет-носителей для советского ракетно-ядерного «щита» М.К. Янгеле.

1. Начало жизненного и творческого пути М.К. Янгеля. Родился Михаил 7 ноября 1911 г. в восточно-сибирской деревне Зырянова (Иркутская губерния, Российская империя) в многодетной крестьянской семье Кузьмы Лаврентьевича и Ангелины Петровны Янгелей, имевших 12 детей [2]. Как мы видим, имя и фамилия этого прославленного в будущем своим титаническим трудом человека очень ассоциируются в человеческом сознании с божественным словом «ангел», который как бы был послан землям с небес для постижения таинств нашего мира.



Рис. 1. Выдающийся советский конструктор ракетно-космической техники, дважды Герой Труда, лауреат Ленинской премии, доктор технических наук, академик АН УССР и АН СССР Михаил Кузьмич Янгель (07.11.1911 г.-25.10.1971 г.) [2]

© М.И. Баранов

В 1926 г., после окончания шестого класса сельской школы, он переезжает в г. Москву к старшему брату Константину [2]. Закончив фабрично-заводское училище, в период 1929-1931 гг. Михаил работает помощником мастера на текстильной фабрике (г. Красноармейск, Московская обл.). В 1931 г. он поступает в Московский авиационный институт, который в 1937 г. оканчивает с отличием по специальности «Самолетостроение» [2]. В период 1935-1944 гг. проработал в разных должностях (начиная с ведущего инженера и заканчивая директором) на заводе-филиале при КБ, руководимом известным советским авиаконструктором Н.Н. Поликарповым [3]. При этом он участвовал в разработке и доводке его боевых самолетов-истребителей И-153, И-180 и И-185 [2]. В 1944 г. был зам. главного инженера авиазавода №155 при опытно-конструкторском бюро (ОКБ), возглавляемом прославленным в будущем авиаконструктором А.И. Микояном, а в 1945 г. стал работать ведущим инженером в КБ известного советского авиаконструктора В.М. Мясищева [2]. В период 1946-1948 гг., работая в спецотделе Министерства авиационной промышленности СССР, координировал работы как в области отечественного самолетостроения, так и работы многочисленных талантливых немецких ракетчиков, вывезенных из Германии в СССР [1]. Эти два года общения с немецкими ракетчиками и изучения трофейных документов из Германии в области ракетной техники много дали М.К. Янгелю в понимании путей становления ракетной отрасли в СССР. В 1950 г. он с отличием окончил Академию авиационной промышленности СССР. С 12 апреля 1950 г. (в будущий День космонавтики СССР) начинается его официальное «вхождение» в ракетную отрасль нашей страны [2, 4]: вначале он занимает должность начальника отдела в ОКБ-1 (г. Калининград, Московская обл.), созданного при головной организации СССР в области ракетостроения НИИ-88 [1] и руководимого С.П. Королевым, а затем с 1951 г. становится одним из заместителей Главного конструктора С.П. Королева. В мае 1952 г. он назначается директором ведущего в СССР предприятия НИИ-88, в состав которого входили 25 отделов, опытный завод, два филиала и более десяти КБ, в том числе и ОКБ-1 крайне амбициозного и стремящегося к собственному единоначалию в ракетной отрасли СССР С.П. Королева. Видимо, таким высоким назначением М.К. Янгеля, которому теперь обязан был подчиняться и С.П. Королев, мудрое советское руководство (прежде всего, в лице Министра вооружений СССР, тогда генерал-полковника Д.Ф. Устинова, ставшего впоследствии Маршалом СССР, трижды Героем Труда и СССР и имевшего в нашей стране самое большое количество орденов Ленина – 10 шт. [5]) стремилось ограничить ракетный «монополизм» С.П. Королева. Укажем, что Главный конструктор ОКБ-1 С.П. Королев проявил с себя в создавшихся для него условиях не с лучшей стороны [6, 7]: он демонстративно не являлся на совещания, проводимые его начальником М.К. Янгелем, часто игнорировал приказы нового директора НИИ-88 и с большими задержками выполнял его решения. Именно с этого периода начались «тяжелые» личностные и в целом

непростые взаимоотношения этих легендарных советских конструкторов ракетной техники. Понимая ситуацию, М.К. Янгель в октябре 1953 г. принял неординарное решение – подал своему Министру заявление об освобождении его от занимаемой должности директора НИИ-88 по собственному желанию. В ноябре 1953 г. приказом указанного Министра Д.Ф. Устинова он был освобожден от должности директора и назначен главным инженером НИИ-88. Так М.К. Янгель после выполнения административных обязанностей снова оказался в родной творческой «стихии»: у него появилась возможность развития нового направления в ракетной науке и технике – применения в МБР высококипящих компонент топлива и автономной системы их управления. На это время пришелся и «исход» немало сделавших в период 1945-1954 гг. под руководством соратника Вернера фон Брауна Гельмута Греттрупа для подъема советской ракетной техники обрусевших немцев-ракетчиков из СССР в ГДР [1].

2. Основные достижения М.К. Янгеля в ракетной технике военного назначения (1954-1971 гг.). Специальным Постановлением СМ СССР в апреле 1954 г. на базе серийного ракетного завода №586 (г. Днепропетровск) было создано Особое конструкторское бюро №586 (ОКБ-586, ставшее называться в 1966 г. КБ «Южное»), начальником и Главным конструктором которого был назначен М.К. Янгель [7]. Основным направлением деятельности М.К. Янгеля и возглавляемого им ОКБ-586 на многие годы становится разработка и создание боевых советских МБР. Работы в области создания космических аппаратов и мирного освоения космоса были для него на втором плане. Первыми для М.К. Янгеля стали ракеты средней (Р-12) и промежуточной (Р-14) дальности [7, 8]. 22 июня 1957 г. было проведено первое и успешное испытание на полигоне Капустин Яр созданной им ракеты Р-12 (по терминологии НАТО SS-4, рис. 2) [9].



Рис. 2. Музейный экспонат одноступенчатой стратегической ракеты типа Р-12 (военный индекс 8К63) на стартовом столе (1957 г., Главный конструктор – М.К. Янгель) [9]

В табл. 1 приведены основные тактико-технические характеристики ракеты типа Р-12 (8К63), созданной в ОКБ-586 под руководством М.К. Янгеля. Эта одноступенчатая ракета с жидким высококипя-

щим топливом была первой стратегической ракетой, разработанной в ОКБ-586 (г. Днепропетровск) [9, 10].

Таблица 1
Тактико-технические характеристики советской боевой ракеты Р-12 (8К63) с термоядерным зарядом [9]

№	Наименование характеристики	Значение
1	Длина корпуса, м	21,1
2	Диаметр корпуса, м	1,65
3	Стартовая масса, т	41,7
4	Число ступеней, шт.	1
5	Мощность монозаряда боеголовки в тротиловом эквиваленте, Мт	2,3
6	Дальность полета (стрельбы), км	2080
7	Компоненты высококипящего ракетного жидкого топлива: – марка горючего – марка окислителя	ТМ-185 АК-27И
8	Период нахождения на вооружении РВСН Советской армии	1959- 1988 гг.

Отметим, что на базе стратегической ракеты Р-12 (см. рис. 2), относящейся к боевым ракетам первого поколения и предназначенной для наземного старта, в ОКБ-586 была разработана ракета Р-12У (военный индекс 8К63У) с повышенной стойкостью к ядерным ударам вероятного противника, предназначенная для шахтного старта. Заметим, что по сравнению с первой ракетой типа Р-1 С.П. Королева [1], являвшейся точной копией немецкой одноступенчатой ракеты «Фау-2» с жидкостным ракетным двигателем (ЖРД) [11], первая ракета Р-12 М.К. Янгеля, произведенная в количестве 2300 шт. и находившаяся на боевом дежурстве около 30 лет [9], при практически том же диаметре и большей длине корпуса в 1,5 раза имела дальность полета (стрельбы) примерно в 7 раз большую. Главной причиной тому было то, что ЖРД ракеты Р-1 и всех последующих ракет конструкции С.П. Королева работали на низкокипящем топливе (керосине) с жидко-кислородным окислителем, а ЖРД всех ракет М.К. Янгеля – на высококипящем топливе с новыми типами окислителей. Далее последовали работы по созданию ракеты Р-14 (8К65) с дальностью стрельбы вдвое большей, чем у ракеты Р-12. Особенности ракеты Р-14 (по терминологии НАТО SS-5) были [10]: во-первых, применение топлива НДМГ; во-вторых, использование гиросtabilизированной платформы для автономной инерциальной системы управления ракетой, позволяющей снизить инструментальные ошибки в системе управления и обеспечить более высокую точность ее стрельбы. В июне 1960 г. был произведен успешный первый пуск ракеты промежуточной дальности (до 4000 км) Р-14, разработанной ОКБ-586, по программе ее летно-конструкторских испытаний [10].

Директивными органами СССР перед М.К. Янгелем (рис. 3) и его ОКБ-586 была поставлена новая важная задача: разработка проекта МБР на высококипящих и долгохраняемых компонентах топлива. Такой ракетой стала Р-16, созданная в достаточно короткие сроки и подготовка к первому пуску которой 24 октября 1960 г. завершилась наиболее крупной катастрофой в истории отечественного ракетостроения [10]. Тогда во время выполнения предстартовых работ (примерно за 15 мин. до намеченного испытательного

пуска первой для М.К. Янгеля МБР) произошел несанкционированный запуск двигателей второй ступени этой МБР и ракета Р-16 (по терминологии НАТО SS-7) взорвалась прямо на стартовой площадке полигона Байконур [12]. В огненном смерче, расходившемся концентрическими волнами от центра старта на расстояние до 120 м, сразу заживо сгорели 76 человек. Среди них были [2, 12]: командующий РВСН СССР, маршал артиллерии М.И. Неделин, главные конструкторы систем ракеты, испытатели, военные и сотрудники ряда КБ. Впоследствии в госпиталях из-за ожогов и отравлений скончалось еще 16 человек [12].



Рис. 3. Главный конструктор советского ОКБ-586, ставшего в 1966 г. называться КБ «Южное» (г. Днепропетровск), М.К.

Янгель в «зените» расцвета конструкторского таланта и творческого труда в области разработки и создания мощных отечественных боевых МБР с ЖРД (фото 1950-х годов) [7]

Главный конструктор М.К. Янгель чудом уцелел в данной катастрофе: он и еще несколько человек за несколько минут до взрыва ракеты Р-16 отошли от места ее старта в сторону покурить [2, 12]. Михаил Кузьмич тяжело перенес эту трагедию, крепко ударившую, как говорят у нас, прямо «под дых» ОКБ-586 и его коллектив. Задачи укрепления обороны страны требовали завершения работ по ракете Р-16 (8К64). 21 февраля 1961 г. в СССР был осуществлен первый успешный пуск МБР типа Р-16 (SS-7), относящейся к боевым ракетам первого поколения [10, 12]. МБР Р-16 перед всеми МБР С.П. Королева имела ряд преимуществ [12]: во-первых, она заправлялась новыми компонентами топлива, что давало ей возможность находиться в заправленном состоянии до 30 суток, а затем и более; во-вторых, ракета имела автономную систему управления, приводящую Р-16 к цели без всякой связи с Землей; в-третьих, она была проще в эксплуатации. В дальнейшем эта ракета была принята на вооружение и именно она составила основу РВСН СССР.

В начале 1960-х годов в ОКБ-586 активно проводились работы по модернизации боевых стратегических ракет первого поколения [13]: их главным направлением стало ампулированное исполнение топливных емкостей ракет и возможность их нахождения в заправленном состоянии до семи лет. В это время в США создавалась МБР «Титан-2» шахтного базирования на высококипящем топливе, способная нести термоядерный заряд большой мощности. В СССР тогда подобных МБР не было. В этой связи основным советским ракетным ОКБ директивными органами страны были выданы задания на проработку мощных ракет тяжелого и сверхтяжелого классов. Для реализации этих целей ОКБ-586 был предложен проект ракеты среднего класса, реализованный в ракетном

комплексе Р-36 (военный индекс 8К67, по терминологии НАТО SS-9) в баллистическом и орбитальном вариантах ракет [13]. 28 сентября 1963 г. был проведен первый и успешный пуск ракеты Р-36, относящейся ко второму поколению боевых ракет. Далее под руководством М.К. Янгеля в ОКБ-586 создается орбитальная МБР с военным индексом 8К69 [13]. Этот класс МБР обладал уникальным свойством: при неограниченной дальности стрельбы она может доставлять боевой заряд для обороняемого государства с двух направлений – с фронта и тыла, что вынуждало вероятного противника создавать противоракетную оборону на своих границах одновременно с двух направлений. Технически это свойство обеспечивалось специфической схемой полета орбитальной ракеты по настильным траекториям, в том числе и по траектории искусственного спутника Земли (ИСЗ) [13]. В декабре 1965 г. были проведены первые пуски такой орбитальной советской ракеты по программе ее летно-конструкторских испытаний. В августе 1968 г. с советского испытательного полигона была запущена новая мощная МБР второго поколения боевых ракет разработки ОКБ-586 – ракета с военным индексом 8К67П, являющаяся модификацией МБР типа Р-36 с военным индексом 8К67 и имеющая разделяющуюся в полете головную часть в составе трех боевых блоков [13]. В период 1964–1980 гг. в СССР было развернуто 288 шт. тяжелых МБР типа Р-36 (ракет SS-9, являвшихся на 1965 г. самыми мощными боевыми ракетами в мире с термоядерными зарядами) со стартовой массой 183 т при весе головной части в 5,8 т [12, 14].

В конце 1960-х годов в СССР произошел качественный скачок в создании стратегических ракетных комплексов. Усилиями многих отечественных НИИ и КБ были разработаны надежные малогабаритные бортовые цифровые вычислительные машины, высокоточные командные приборы систем управления и прицеливания ракет, термоядерные заряды с высокими удельными боевыми характеристиками, более совершенные ракетные двигательные установки, новые схемы и способы упрочнения пусковых установок [15]. Это стало основой для создания боевых МБР третьего поколения. Одной из главных особенностей третьего поколения боевой ракетной техники СССР стало применение «минометного старта» ракет из транспортно-пускового контейнера (ТПК) [15]. При таком виде старта ракета за счет срабатывания порохового заряда, установленного в нижней части ТПК (рис. 4), вылетала из контейнера (для читателя образно скажем как пробка из бутылки шампанского), а далее ее ракетные двигатели запускались в полете ракеты вне контейнера. Решение М.К. Янгеля о переходе на такой вид старта МБР было настолько новым и необычным, что многим его коллегам из ОКБ-586 оно казалось просто фантастическим и рискованным.

2 сентября 1969 г. вышло закрытое Постановление СМ СССР «О разработке и изготовлении ракетного комплекса Р-36М (15А14)» (сейчас оно рассекречено), направленное на создание в КБ «Южное» (правопреемник с 1966 г. легендарного ОКБ-586) боевого ракетного комплекса тяжелого класса Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии стран НАТО SS-

18 «Satan»/«Сатана») вместо тяжелой МБР типа Р-36 (военный индекс 8К67, SS-9) [14].



Рис. 4. Момент загрузки тяжелой боевой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии НАТО SS-18 «Satan»/«Сатана»), размещенной в массивном стеклопластиковом ТПК, в шахтную пусковую установку (1978 г.) [14]

Эскизный проект советской двухступенчатой тяжелой ракеты Р-36М (15А14), выполненный под руководством М.К. Янгеля, был завершен в рекордно короткие сроки – в декабре 1969 г. [14]. На первой ступени ракеты Р-36М использовался блок из четырехкамерных ЖРД замкнутой схемы, а на второй ступени – однокамерный маршевый ЖРД замкнутой схемы и четырехкамерный рулевой ЖРД открытой схемы [14]. В состав разделяющейся головной части (РГЧ) ракеты Р-36М (15А14) входили восемь боевых блоков индивидуального наведения (ИН) с термоядерными зарядами [14]. Использование в тяжелой боевой МБР Р-36М более совершенной конструкции (облегченных узлов и их плотной компоновки) и более эффективных ракетных двигателей замкнутой схемы позволило при практически тех же, что и у боевой МБР Р-36, габаритах увеличить стартовую массу ракеты до 209,6 т при весе ее головной части (ГЧ) до 8,8 т [14]. Данная ракета размещалась в толстостенном стеклопластиковом ТПК (см. рис. 4), который устанавливался в переоборудованной шахтной пусковой установке (ШПУ) от ракеты Р-36. ШПУ боевой МБР Р-36М представляла собой сооружение с глубиной вертикального ствола 39 м и диаметром 5,9 м и отличалась повышенной защищенностью и стойкостью к ядерному удару вероятного противника (рис. 5) [14]. На рис. 6 приведен общий вид музейного экспоната советской тяжелой боевой ракеты типа Р-36М, разработанной и созданной в КБ «Южное» (г. Днепропетровск) под руководством Главного конструктора М.К. Янгеля [14–16].

На рис. 7 запечатлен шахтный старт советской боевой двухступенчатой тяжелой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии НАТО SS-18 «Satan»/«Сатана»), созданной в КБ «Южное» [14].

В табл. 2 приведены тактико-технические характеристики советской боевой МБР Р-36М (15А14) [14].

Укажем, что в январе 1971 г. были начаты «бросковые» испытания ракеты Р-36М (15А14), в ходе которых отрабатывался ее «минометный старт» [14]. 21 февраля 1973 г. (в это время директором и Генеральным конструктором КБ «Южное» стал ученик и соратник М.К. Янгеля, академик АН УССР (с 1976 г.)

и АН СССР (с 1984 г.), выдающийся ученый и конструктор ракетно-космической техники, дважды Герой Труда (1969 г., 1976 г.) В.Ф. Уткин [17]) начались летно-конструкторские испытания нового ракетного комплекса Р-36М (15А14) [14].



Рис. 5. Общий вид ШПУ с установленной в ней советской боевой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, SS-18 «Satan»/«Сатана») во время технического обслуживания ракеты военным персоналом с откидных площадок [14]



Рис. 6. Общий вид музейного экспоната советской боевой двухступенчатой тяжелой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, SS-18 «Satan»/«Сатана»), ставшей в 1970-х годах самой мощной в мире стратегической ракетой [14]



Рис. 7. Момент «минометного старта» из ШПУ советской боевой двухступенчатой тяжелой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии НАТО SS-18) [14]

Отметим, что испытания этого комплекса с тремя видами его боевой комплектации завершились в октябре 1975 г., а 30 декабря 1975 г. советская тяжелая МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии стран НАТО SS-18 «Satan»/«Сатана») была принята на вооружение РВСН СССР [14]. К большому сожалению, этого дня не дождался наш великий

Таблица 2
Тактико-технические характеристики советской боевой тяжелой МБР Р-36М (15А14, SS-18 «Satan») [14]

№	Наименование характеристики	Значение
1	Длина корпуса, м	36,6
2	Диаметр корпуса, м	3,0
3	Стартовая масса, т	209,6
4	Число ступеней, шт.	2
5	Мощность заряда головной части (боеголовки) в тротиловом эквиваленте, выполняемой в четырех вариантах (моноблочный: Mod 1 или Mod 2; РГЧ с ИН: модуль 3 или модуль 4), кт	Модуль 3: РГЧ ИН 8×900 кт; Модуль 4: РГЧ ИН 8×750 кт
6	Дальность полета (стрельбы), км	- 16000 (легкая ГЧ); - 11200 (тяжелая ГЧ); - 10200 (РГЧ с ИН)
7	Компоненты высококипящего ракетного жидкого топлива: – марка горючего: – марка окислителя:	Несимметричный диметилгидразин (НДМГ); Тетраоксид диазота (N ₂ O ₄).
8	Масса топлива, т	188,0
9	Система управления ракеты	Автономная инерциальная
10	Сила тяги ЖРД 1-ой ступени, кН	- 4163 (на уровне моря); - 4520 (в вакууме).
11	Масса боевой головной части (боеголовки) ракеты, т	8,8
12	Удельный импульс 1-ой ступени ракеты, м/с	- 2874 (на уровне моря); - 3120 (в вакууме).
13	Тип пусковой установки ракеты	ШПУ с «минометным стартом»

конструктор боевой ракетной техники, дважды академик (республиканской и союзной АН) М.К. Янгель, скончавшийся 25 октября 1971 г. в г. Москве от очередного инфаркта [2]. Советская боевая тяжелая МБР типа Р-36М (15А14, SS-18 «Satan»/«Сатана») стала триумфом конструкторского таланта нашего соотечественника М.К. Янгеля. Создавал он ее не для нападения и уничтожения людей, а ради выживания человечества в охватившей весь наш мир огонь ядерных вооружений. А сколько было в СССР вначале ее разработки противников у этого грандиозного ракетного проекта. Даже давний соратник М.К. Янгеля, главный конструктор советских ШПУ Е.Г. Рудяк и тот доказывал несостоятельность проекта ракеты Р-36М (15А14) при ее «минометном старте» [12]: «...Подбросить, как яблоко, жидкостную махину весом более двухсот тонн – это чистейший абсурд».

Но М.К. Янгель этот абсурд превратил в сущую реальность. К 1988 г. в СССР на этой легендарной МБР располагалась почти половина всех термоядерных боеголовок РВСН нашей страны [12].

В дальнейшем в КБ «Южное» с учетом идей и наработок М.К. Янгеля были созданы усовершенствованные МБР третьего поколения боевых ракет шахтного исполнения [15]: ракетные комплексы Р-36М УТТХ (военный индекс 15А18), оснащенные РГЧ с 10 боевыми блоками ИН, и ракетные комплексы МР-УР100 (военный индекс 15А15, рис. 8) и его усовершенствованный вариант МР-УР100 УТТХ (военный индекс 15А16), оснащенные РГЧ с четырьмя боевыми блоками ИН. В этих разработках МБР были воплощены все имеющиеся на то время достижения советской науки и ракетной техники. Для М.К. Янгеля работы над советскими стратегическими ракетными комплексами Р-36М (15А14, SS-18) и МР-УР100 (15А15, SS-17) стали «лебединой песней». Кстати, США понадобилось пять лет для практической реализации после СССР «минометного старта» с заглубленных шахт своих стратегических баллистических ракет [14, 15].



Рис. 8. Общий вид музейного экспоната советской МБР МР-УР100 (военный индекс 15А15, по терминологии НАТО SS-17) с ТПК, разработанной и созданной в КБ «Южное» [18]

Для полноты «картины» достижений КБ «Южное» в области создания в период 1980-1991 гг. (в это время его директорами и Генеральными конструкторами были уже упомянутый В.Ф. Уткин и талантливый ученик М.К. Янгеля и В.Ф. Уткина, известный украинский конструктор ракетно-космической техники, д.т.н., академик НАН Украины (с 1992 г.), Герой Украины (2004 г.) С.Н. Конохов [19]) высокоэффективных мощных МБР четвертого поколения боевых ракет отметим, что при их разработке основными направлениями работ стали [20]: во-первых, создание ракет, способных стартовать непосредственно в условиях воздействия ядерного удара по позиционному району; во-вторых, создание твердотопливных ракет мобильного базирования, живучесть которых достигается за счет их подвижности и неопределенности местонахождения. Оба эти направления были реализованы в разработанных КБ «Южное» ракетных комплексах Р-36М2 «Воевода» (военный индекс 15А18М, по терминологии НАТО SS-18-3) с ЖРД стационарного шахтного базирования и твердотопливных МБР типа РТ-23 и РТ-23 УТТХ «Молодец» (военные ин-

дексы 15Ж60 и 15Ж61, по терминологии НАТО SS-24-1 и SS-24-2) шахтного и подвижного железнодорожного базирования [20]. Научные основы для создания этих советских мобильных ракетных комплексов были заложены прозорливым и талантливым М.К. Янгелем. С распадом СССР работы по разработке и созданию новых ракетных комплексов стратегического назначения в КБ «Южное» были прекращены [20].

3. Основные достижения М.К. Янгеля в ракетно-космической технике мирного назначения (1961-1971 гг.). Отметим, что в области создания космических аппаратов (КА) М.К. Янгель добился также немалых успехов. Особо интересным здесь будет тот факт, что М.К. Янгель, несмотря на «тяжелые» взаимоотношения с Главным конструктором ОКБ-1 С.П. Королевым, принял в 1960-х годах активное долевое участие в создании в СССР сверхтяжелой ракеты-носителя типа Н-1, предназначенной для полета советского пилотируемого корабля на Луну [1]. У М.К. Янгеля были собственные наработки по созданию в ОКБ-586 подобной ракеты-носителя типа Р-56 (стартовой массой до 1200 т), имевшей в составе своей первой ступени всего четыре ЖРД с тягой по 640 т каждый [2]. В проекте же ракеты-носителя Н-1 (Главный конструктор – С.П. Королев) на первой ступени должно было быть установлено 30 маломощных ЖРД, параллельно работающих на керосине и жидком кислороде [2]. Дальнейшие события в реализации Лунной программы СССР показали, что ошибочный подход С.П. Королева к выбору типа ЖРД для первой ступени ракеты-носителя Н-1 и привел к ее взрыву на стартовом столе и разрушению стартового комплекса. Прими С.П. Королев позицию М.К. Янгеля, возможно советский космонавт вступил бы первым в истории человечества на поверхность Луны. Тем не менее, разработанный, изготовленный и апробированный под руководством М.К. Янгеля на околоземной орбите лунный модуль ОКБ-586 проекта Н-1–ЛЗ (блок «Е») оказался единственным в СССР полностью готовым к космическому полету в рамках советской Лунной программы КА [2]. Как видим, эти данные дополнительно подчеркивают неординарность личности и многогранность научно-технического таланта М.К. Янгеля, всегда стремившегося приспособлять и дорабатывать боевые ракеты-носители для их использования в целях мирного освоения космоса. Постоянно возрастающие потребности регулярного выведения в СССР на орбиты ИСЗ различного назначения обусловили необходимость доработки в ОКБ-586 боевой ракеты Р-14 (8К65) с целью ее использования в качестве космической ракеты-носителя. Так была создана ракета-носитель «Космос-1» [7]. На базе боевой двухступенчатой ракеты Р-36 (8К67) была разработана космическая ракета-носитель «Космос-2» [7]. Первый пуск ракеты-носителя «Космос-2» был произведен 18 августа 1964 г. Всего было произведено 700 пусков ракеты-носителя «Космос-2», вывешившей на орбиты ИСЗ более 1000 различных КА. На базе боевой ракеты 8К69 в КБ «Южное» была создана ракета-носитель «Циклон-2» (рис. 9), предназначенная для запуска КА военного и гражданского назначения на низкие круговые и эллиптические околоземные орбиты [7, 16].



Рис. 9. Момент старта ракеты-носителя «Циклон-2» [4]

Укажем, что первый пуск ракеты-носителя «Циклон-2» (Главный конструктор – М.К. Янгель) состоялся 6 августа 1969 г. с космодрома Байконур (Казахстан), а последний – в июне 2006 г. [4]. Доработав мощную боевую ракету 8К69, в КБ «Южное» создали трехступенчатую ракету-носитель «Циклон-3». Ее первый пуск с КА состоялся с космодрома «Плесецк» (РФ) 24 июня 1977 г., а последний – в январе 2009 г.

В мае 1939 г. Ирина Викторовна Стражева (рис. 10) стала женой выдающегося в будущем конструктора ракетно-космической техники М.К. Янгеля [7, 8]. В их семье родились дочь Людмила и сын Александр. И.В. Стражева стала д.т.н. и работала в должности профессора Московского авиационного института (МАИ) [2]. Отметим, что с конца 1960-х годов Главный конструктор КБ «Южное» стал жить в служебном домике. До этого он 12 лет проживал в гостинице г. Днепропетровска, а позже в небольшой двухкомнатной квартире совместно с семьей сына Александра.



Рис. 10. Гениальный советский конструктор ракетно-космической техники М.К. Янгель с женой И.В. Стражевой, внуками Димой и Сережей (детьми их дочери Людмилы) во время их совместного отдыха летом на подмосковной уютной даче Михаила Кузьмича (1967 г., пос. Барвиха, РФ) [8]

4. Награды, знаки отличия и признания заслуг М.К. Янгеля. Этот великий конструктор в области ракетостроения и ученый-аэромеханик был награжден следующими советскими государственными наградами и удостоен таких почетных званий [2]:

- двумя золотыми медалями Героя Труда «Серп и Молот» (1959 г., 1961 г.);
- четырьмя орденами Ленина (1956 г., 1959 г., 1961 г., 1969 г.);
- лауреат Ленинской премии (1960 г.);

- лауреат Государственной премии СССР (1967 г.);
- академик АН УССР (1961 г.);
- академик АН СССР (1966 г.);
- золотой медалью имени С.П. Королева АН СССР (1970 г.);

- орденом «Октябрьской революции» (1971 г.);
- медалью «За оборону Москвы» (1944 г.);
- почетный житель (гражданин) г. Байконур.

Президент Украины (в период 1994-2005 гг.) Л.Д. Кучма, работавший в свое время директором завода «Южмаш» и плотно контактировавший с КБ «Южное» под началом М.К. Янгеля, как его благодарный ученик говорил [2]: «...Янгель фантастически талантливый ученый и конструктор. Янгель жил, не щадя себя. Жил без оглядки, сжигая свое жизненное «топливо». Месяцы и годы на космодромах – в небожитой степи и тайге». Умер великий конструктор ракетно-космической техники в г. Москве от пятого инфаркта в юбилейный день своего 60-летия – 25 октября 1971 г. Похоронен он был с требуемыми почестями в г. Москве на Новодевичьем кладбище (рис. 11) [21]. Позже рядом с Михаилом Кузьмичом похоронили его сына Александра (в 1989 г.) и жену И.В. Стражеву (в 1995 г.). В результате внешне надгробие М.К. Янгеля и его близких, на мой взгляд, стало подчеркивать послесмертное семейное единение и объективно имевшую в напряженной жизни этого выдающегося ученого-конструктора разделенность и одновременность его верного служения как своей семье, так и двум братским народам – российскому и украинскому. Надеюсь, что этим рассуждением автор не нарушил не только замысел скульптора, но и покой усопших.



Рис. 11. Надгробный памятник великому советскому конструктору ракетно-космической техники, дважды Герою Труда М.К. Янгелю (Новодевичье кладбище, г. Москва) [21]

В 1991 г. в ознаменование больших заслуг бывшего директора и Главного конструктора легендарного ОКБ-586 Михаила Кузьмича Янгеля перед отечественным ракетостроением его имя было присвоено Государственному предприятию КБ «Южное» [2]. На территории огромного завода «Южмаш» и КБ «Южное» имени М.К. Янгеля был установлен памятник великому отечественному ученому-механику и конструктору ракетно-космической техники М.К. Янгелю (рис. 12), вечно находящемуся в «боевом строю» прославленного коллектива мирового лидера по разработке и созданию современной ракетной техники [22].



Рис. 12. Памятник выдающемуся советскому ученому-аэромеханику и Главному конструктору ракетно-космической техники М.К. Янгелю, установленный на территории завода «Южмаш» и Государственного предприятия КБ «Южное» (1991 г., г. Днепропетровск, Украина) [22]

Создателю грозного советского ракетного оружия выживания [23] были установлены памятные бюсты в г. Днепропетровске и г. Байконуре. Его именем были названы улицы в г. Москве, г. Киеве, г. Днепропетровске, г. Байконуре, г. Виннице и г. Братске [2]. Имя М.К. Янгеля носил Харьковский институт радиоэлектроники (в период 1982-1993 гг.). Именем М.К. Янгеля были названы астероид, кратер на Луне, поселок в Иркутской обл., горный пик на Памире и океанский сухогруз РФ [2]. Федерации космонавтики СССР (РФ) и Украины учредили медали его имени. Мемориальные доски в его честь украшают сейчас кирпичные стены зданий Государственного предприятия КБ «Южное» (г. Днепр, бывший г. Днепропетровск), ЦНИИмаш (бывший НИИ-88, г. Королев, Московская обл.) и МАИ (г. Москва) (рис. 13) [24].



Рис. 13. Мемориальная доска на здании МАИ, где учился его знаменитый студент-самолетостроитель, будущий академик и выдающийся советский конструктор ракетно-космической техники М.К. Янгель (г. Москва, РФ) [24]

Выводы. Выдающийся советский ученый-аэромеханик и конструктор ракетной техники двойного применения, дважды Герой Труда, академик АН УССР и АН СССР Михаил Кузьмич Янгель внес неопределимый вклад в укрепление обороноспособности СССР в период «холодной войны». Под его научным руководством в легендарном ОКБ-586 (КБ «Южное», г. Днепропетровск) были разработаны и созданы высокоэффективные боевые межконтинентальные баллистические ракеты, составившие основу ракетно-ядерного «щита» нашей страны. Он вошел в историю

мирового ракетостроения как Главный конструктор самой мощной в мире боевой МБР типа Р-36М (военный индекс 15А14, по терминологии стран НАТО SS-18 «Satan»/«Сатана»), несущей в своей разделяющейся головной части термоядерные заряды огромной мощности с индивидуальным наведением. Принятие в СССР на вооружение ракетных войск стратегического назначения этих мощных боевых межконтинентальных баллистических ракет с дальностью стрельбы (10,2-16) тыс. км сразу «охладило» горячие головы представителей воинствующих сил Запада и принудило их пойти на существенное сокращение наступательных ядерных вооружений. Благодаря титанической работе слаженно функционировавших в СССР Особых конструкторских бюро, в том числе и ОКБ-586, возглавляемого М.К. Янгелем, и военных отраслей промышленности и был обеспечен в период 1960-1990 годов для советской страны паритет в мощном ракетно-ядерном оружии огромной разрушительной силы. Нынешние поколения благодарных людей планеты находятся в вечном духовно-нравственном долгу перед такими яркими и талантливыми представителями рода человеческого как М.К. Янгель, добровольно отдавшими себя на Алтарь Отечества и положившими свои жизни ради сохранения мира на Земле.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 51: Конструктор ракетно-космической техники Сергей Королев и его свершения в ракетостроении // Электротехника і електромеханіка. – 2019. – №5. – С. 3-11. **10.20998/2074-272X.2019.5.01.**
2. https://ru.wikipedia.org/wiki/Янгель,_Михаил_Кузьмич.
3. <https://www.google.com/search?q=Авиаконструктор+Пол+Икарпов&ie=utf-8&oe=utf-8&client=firefox-b>.
4. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/yangel.html>.
5. <https://www.mmsk.ru/people/unit/?id=46786>.
6. Губарев В.С. Конструктор. Несколько страниц из жизни Михаила Кузьмича Янгеля. – М.: Политиздат, 1977. – 110 с.
7. <http://rvsn.ruzhany.info/raznoe/jangel2.html>.
8. Стражева И.В. Тюльпаны с космодрома. – М.: Молодая гвардия, 1978. – 399 с.
9. https://www.yuzhnoye.com/company/history/rk_r_12.html.
10. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/first-generation-military-rockets.html>.
11. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 50: Конструктор ракетно-космической техники Вернер фон Браун и его свершения в ракетостроении // Электротехника і електромеханіка. – 2019. – №4. – С. 3-11. **doi: 10.20998/2074-272X.2019.4.01.**
12. <https://gorod.dp.ua/tema/persons/?pageid=211>.
13. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/second-generation-military-rockets.html>.
14. <http://oruzhie.info/raketi/405-r-36m>.
15. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/third-generation-military-rockets.html>.
16. Андреев Л.В., Конюхов С.Н. Янгель. Уроки и наследие. – Днепропетровск: Арт-Пресс, 2001. – 521 с.
17. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/utkin.html>.
18. <http://oruzhie.info/raketi/404-mr-ur-100>.
19. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/konyuhov.html>.
20. <https://www.yuzhnoye.com/company/history/fourth-generation-military-rockets.html>.
21. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=12779>.
22. <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=12781>.
23. Платонов В.П. Янгель создатель оружия выживания. – Днепропетровск: ИМА-Пресс, 2011. – 528 с.
24. http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero_id=12072.

REFERENCES

1. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 51: Rocket-space technology designer Sergey Korolev and his accomplishments in missile design. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.5, pp. 3-11. doi: 10.20998/2074-272X.2019.5.01.
2. Available at: https://en.wikipedia.org/wiki/Mikhail_Yangel (accessed 12 June 2017).
3. Available at: <https://www.google.com/search?q=Авиаконструктор+оликарпов&ie=utf-8&oe=utf-8&client=firefox-b> (accessed 11 May 2018).
4. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/yangel.html> (accessed 12 June 2017). (Rus).
5. Available at: <https://www.mmsk.ru/people/unit/?id=46786> (accessed 12 September 2018). (Rus).
6. Gubarev V.S. *Neskol'ko stranits iz zhizni Mikhaila Kuz'micha Iangelia* [Designer. A few pages are from life of Mikhail Kuz'mich Yangel]. Moscow, Politizdat Publ., 1977. 110 p. (Rus).
7. Available at: <http://rvsn.ruzhany.info/raznoe/jangel2.html> (accessed 24 June 2018). (Rus).
8. Strazheva I.V. *Tiul'pany s kosmodroma* [Tulips from a space center]. Moscow, Molodaia gvardiia Publ., 1978. 399 p. (Rus).
9. Available at: https://www.yuzhnoye.com/company/history/rk_r_12.html (accessed 14 June 2017). (Rus).
10. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/first-generation-military-rockets.html> (accessed 04 February 2018). (Rus).
11. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 50: Rocket-space technology designer Wernher von Braun and his accomplishments in missile design. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.4, pp. 3-11. doi: 10.20998/2074-272X.2019.4.01.
12. Available at: <https://gorod.dp.ua/tema/persons/?pageid=211> (accessed 11 March 2018). (Rus).
13. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/second-generation-military-rockets.html> (accessed 11 May 2017). (Rus).
14. Available at: <http://oruzhie.info/raketi/405-r-36m> (accessed 21 April 2018). (Rus).
15. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/third-generation-military-rockets.html> (accessed 16 May 2018). (Rus).
16. Andreev L.V., Konyukhov S.N. Yangel. *Uroki i nasledie* [Lessons and legacy]. Dnepropetrovsk, Art-Press Publ., 2001. 521 p. (Rus).
17. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/utkin.html> (accessed 26 July 2018). (Rus).
18. Available at: <http://oruzhie.info/raketi/404-mr-ur-100> (accessed 06 December 2017). (Rus).
19. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/konyuhov.html> (accessed 15 January 2018). (Rus).
20. Available at: <https://www.yuzhnoye.com/company/history/fourth-generation-military-rockets.html> (accessed 05 September 2018). (Rus).
21. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=12779> (accessed 18 April 2018). (Rus).
22. Available at: <http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?id=12781> (accessed 30 May 2018). (Rus).
23. Platonov V.P. *Iangel' sozdatel' oruzhiia vyzhivaniia* [Yangel creator of weapon of survival]. Dnepropetrovsk, IMA-Press Publ., 2011. 528 p. (Rus).
24. Available at: http://www.warheroes.ru/hero/hero.asp?Hero_id=12072 (accessed 13 May 2018). (Rus).

Поступила (received) 03.05.2019

Баранов Михаил Иванович, д.т.н., гл.н.с.,
НИПКИ «Молния»
Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
тел/phone +38 057 7076841,
e-mail: baranovmi@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 52: Rocket-space technology designer Mikhail Yangel and his accomplishments in missile design.

Purpose. Preparation of short scientifically-historical essay about the distinguished designer of domestic space-rocket technique and one of basic creators of missiles for a Soviet rocket-nuclear «shield» Mikhail Kuzmich Yangel. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information, regarding becoming and development in the USSR of space-rocket technique of the military and peaceful applications and resulted in scientific monographs, journals and internet-reports. **Results.** A short scientifically-historical essay is resulted about the distinguished Soviet designer of space-rocket technique of M.K. Yangel, becoming one of creators of domestic strategic rocket-nuclear «shield». Basic scientific and technical achievements of talented and purposeful scientist-mechanic M.K. Yangel are described, becoming in 1954 Head and Chief Designer of the Special Designer Bureau No. 586 (SDB-586, Dnepropetrovsk city), in area of development and creation of powerful battle ballistic rockets of the strategic applications and missiles for the peaceful mastering of space. It is shown that under scientific guidance of the Chief Designer of SDB-586 (in 1966 it began to be named DB «Southern») M.K. Yangel in the USSR were developed and accepted on the armament of rocket strategic armies the Soviet army: battle strategic rockets of the first generation (rockets with military indexes 8K63, 8K65 and 8K64); battle intercontinents ballistic rockets (ICBR) of the second (rockets with military indexes 8K67, 8K69 and 8K67П) and the third (rockets with military indexes 15A14 (on terminology of NATO SS-18 «Satan»), 15A15, 15A16 and 15A18) generations. At creation in the USSR of battle ICBR of the fourth generation (rockets with the military indexes of 15A18M, 15Ж60 and 15Ж61) the ideas of M.K. Yangel were applied. These battle ICBR provided in the period of the «Cold War» for the USSR a party in the world race of strategic rocket-nuclear armaments. Powerful domestic missiles are «Space-1», «Space-2», «Cyclone-2» and «Cyclone-3», created at SDB-586 (DB «Southern») under the guidance of M.K. Yangel on the base of the indicated battle ICBR, executed the tasks laid on them in area of the peaceful mastering of space. **Originality.** Certain systematization is executed known from mass of scientific and technical materials media, regarding becoming and development in the USSR of rocket industry, having an important military-strategic and civil value. First for a wide reader the concrete contribution of SDB-586 (DB «Southern»), headed in the period of 1954-1971 by Academician of the Academy of Sciences of the Ukrainian SSR and the Academy of Sciences of the USSR M.K. Yangel is exposed in the concentrated kind, in creation of powerful Soviet battle ICBR, making in the period of 1959-1991 basis of rocket-nuclear «shield» of the USSR. **Practical value.** Scientific popularization and deepening for the students of higher school, engineering-technical and scientific workers of physical-technical knowledge in area of history of becoming and development in the former USSR of military and peaceful rocket production, extending their scientific and technical range of interests and further development of scientific and technical progress in society. References 24, tables 2, figures 13.

Key words: space-rocket technology, distinguished Soviet designer of space-rocket technology Mikhail Yangel, achievements in a military and peaceful rocket production, scientifically-historical essay.

К.М. Василів, Л.І. Мазуренко

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЕЛЕКТРОТЕХНІЧНОГО КОМПЛЕКСУ ДЛЯ ПРИВОДУ ГОЛОВНИХ ЦИРКУЛЯЦІЙНИХ ПОМП ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА ВВЕР-1000 АТОМНИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ СТАНЦІЙ

Створено засоби комп'ютерного дослідження режимів роботи асинхронних двигунів головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 АЕС. Розроблено математичну модель електротехнічного комплексу: «Синхронний турбогенератор енергоблоку АЕС – електрична мережа енергосистеми – два трансформатори власних потреб – чотири асинхронні двигуни» у фазних координатах, орієнтовану на явні методи чисельного інтегрування системи диференціальних рівнянь. На базі математичної моделі розроблено програмне забезпечення, призначене для дослідження електромагнітних і електромеханічних процесів системи асинхронних двигунів головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 в режимах: оперативного перемикання включно з пуском і вибігом, переходу на резервне живлення, самозапуску двигунів з вибігом турбогенератора і без його вибігу. Виконано дослідження процесів системи асинхронних двигунів в режимі оперативного перемикання під час їх живлення від турбогенератора та встановлено основні закономірності їх перебігу в якісному та кількісному співвідношенні. Бібл. 10, рис. 11.

Ключові слова: ядерний реактор, головні циркуляційні помпи, синхронний турбогенератор, трансформатор, асинхронний двигун, пускові режими, самозапуск, математична модель, диференціальні рівняння.

Созданы средства компьютерного исследования режимов работы асинхронных двигателей главных циркуляционных насосов ядерного реактора ВВЭР-1000 АЭС. Разработана математическая модель электротехнического комплекса: «Синхронный турбогенератор энергоблока АЭС – электрическая сеть энергосистемы – два трансформатора собственных нужд – четыре асинхронных двигателя» в фазных координатах, ориентированная на явные методы численного интегрирования системы дифференциальных уравнений. На базе математической модели разработано программное обеспечение, предназначенное для исследования электромагнитных и электромеханических процессов системы асинхронных двигателей главных циркуляционных насосов ядерного реактора ВВЭР-1000 в режимах: оперативного переключения включительно с пуском и выбегом, перехода на резервное питание, самозапуска двигателей с выбегом турбогенератора и без его выбега. Выполнено исследование процессов системы асинхронных двигателей в режиме оперативного переключения при их питании от турбогенератора и установлены основные закономерности их протекания в качественном и количественном соотношении. Библ. 10, рис. 11.

Ключевые слова: ядерный реактор, главные циркуляционные насосы, синхронный турбогенератор, трансформатор, асинхронный двигатель, пусковые режими, самозапуск, математическая модель, дифференциальные уравнения.

Постановка проблеми та її актуальність.

Аналіз наукових публікацій. На сьогодні в енергосистемі України експлуатується 4 АЕС на яких встановлено 13 реакторів ВВЕР-1000 та 2 реактори ВВЕР-440. Водо-водяні ядерні енергетичні реактори класу ВВЕР є двоконтурними [1-3]. Перший контур призначений для відведення теплової енергії від тепловидільних елементів, які встановлені в активній зоні реактора і в яких міститься ядерне паливо та відбувається реакція поділу ядер під дією теплових нейтронів [1, 2]. Теплоносієм слугує звичайна вода, яка водночас має функцію сповільнювача нейтронів, адже реактори класу ВВЕР працюють на теплових нейтронах, тобто на нейтронах низьких енергій. Теплоносій циркулює першим контуром, послідовними ланками якого слугують такі конструкційні елементи ядерної енергетичної установки: активна зона реактора, головні циркуляційні помпи (ГЦП), парогенератори та система водоводів.

Для відбору тепла з активної зони реактора необхідно забезпечити циркуляцію теплоносія в першому контурі. Таку функцію виконують ГЦП [2, 3]. На ядерних реакторах ВВЕР-1000 встановлено по чотири головні циркуляційні помпи марки ГЦН-195М потужністю до 6000 кВт і подачею теплоносія в обсязі 20000 м³/год. Кожна з цих pomp перекачує теплоносій через реактор і парогенератор, які разом з помпою і системою трубопроводів утворюють одну петлю [2].

Кожна з чотирьох ГЦП приводяться в рух окремим короткозамкненим асинхронним двигуном вер-

тикального виконання марки ВА3 215/109-6АМ05 потужністю 8000 кВт і напругою живлення 6,3 кВ [2, 4]. Головні циркуляційні помпи належать до відповідальних механізмів власних потреб (ВП). Закономірно, що до механізмів власних потреб АЕС ставиться високі вимоги стосовно надійності електропостачання двигунів, якими приводяться в рух ці механізми та до надійності їх роботи. Відмова електричних двигунів (ЕД) ГЦП АЕС через перерву в живленні або їх поломку може призвести до аварійної зупинки реактора та розвитку системної аварії – розгерметизації першого контуру і, як наслідок, – до викидів у атмосферу радіоактивних елементів, що становить небезпеку для життя персоналу електростанції, пошкодження її основного обладнання та шкідливого впливу на довкілля. Тому для надійного електропостачання електричних двигунів головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 передбачено використання двох джерел живлення: робочого та резервного [2, 4].

Для дотримання передбачених інструкціями правил стосовно режимів роботи ЕД ГЦП необхідно мати чітке і однозначне розуміння та достовірну інформацію про перебіг електромагнітних і електромеханічних процесів, які відбуваються в цих двигунах з метою вчасного прийняття правильних рішень стосовно їх оперативного перемикання, проведення самозапуску, переходу на резервне та аварійне живлення і т.ін.

© К.М. Василів, Л.І. Мазуренко

Аналіз літератури вказує на те, що правила експлуатації ЕД ГЦП викладені тільки в посадових інструкціях для персоналу АЕС [3], в яких прописані алгоритми дій на виконання зазначених операцій включно з проведенням профілактичних ремонтів та які ґрунтуються лише на досвіді експлуатації без предметного аналізу перебігу процесів та проблем режимів роботи двигунів.

Необхідну інформацію про перебіг процесів можна отримати двома способами: 1) проведенням фізичних експериментів безпосередньо на електричних двигунах ГЦП; 2) проведенням комп'ютерного моделювання за допомогою програмного забезпечення, розробленого на базі математичних моделей високого рівня адекватності. Перший спосіб є доволі проблематичним, що пов'язано з обмеженнями доступу до систем ЕД ГЦП та практичною неможливістю проведення всіх необхідних експериментів. Другий таких обмежень не має, а тому вважається перспективним.

Питанню аналізу режимів роботи електричних двигунів механізмів ВП електричних станцій приділена доволі велика кількість наукових праць, а викладений в цих працях матеріал ґрунтується на класичній теорії електричних машин та 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. Це означає, що для застосування положень цих праць в практиці експлуатації електричних двигунів конкретних агрегатів ВП електричних станцій необхідні істотні доопрацювання цих матеріалів. В контексті сказаного очевидним є те, що на сьогодні не достатньо уваги надається питанням розробки інформаційно-технічних засобів аналізу режимів роботи електричних двигунів ВП електростанцій (ЕС), які були б придатні для безпосереднього їх застосування в практиці експлуатації ЕС загалом та АЕС, зокрема.

Однозначно, що більш достовірну інформацію в питаннях режимів роботи електричних двигунів ВП можна отримати на підставі розв'язку системи диференціальних рівнянь, які описують процеси не лише в усталених, але й в динамічних режимах роботи двигунів із застосуванням сучасних комп'ютерних систем.

Наведене вище дає підстави стверджувати, що розробка засобів аналізу режимів роботи електричних двигунів власних потреб АЕС, якими слугують математичні моделі і відповідне їм програмне забезпечення є актуальною науково-практичною проблемою.

Метою статті є розробка математичної моделі і відповідного їй програмного забезпечення як засобу дослідження режимів роботи системи асинхронних двигунів (АД) головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 АЕС за допомогою сучасної комп'ютерної техніки.

Викладення основного матеріалу. Згідно з [2, 4] розподільні пристрої власних потреб АЕС виконують з однією системою збірних шин і з одним вимикачем на приєднання. Кількість секцій збірних шин власних потреб АЕС напругою 6,3 кВ або 10,5 кВ нормальної експлуатації вибирають залежно від: кількості ГЦП, допустимої кількості одночасно підключених ГЦП

без спрацювання аварійного захисту реактора та від кількості і потужності встановлених робочих трансформаторів ВП. На реакторах ВВЕР-1000 встановлено по 4 ГЦП, приводні асинхронні двигуни яких живляться від збірних шин 4-х окремих секцій нормальної експлуатації (СНЕ), перші дві з яких живляться від двох вторинних обмоток першого робочого трансформатора власних потреб (ТВП) першого ступеня трансформації, а первинна обмотка цього трансформатора приєднується до першого відгалуження генераторного струмопроводу. Другі дві СНЕ приєднані до другого відгалуження генераторного струмопроводу аналогічним чином. Обидва робочі ТВП виконані з однією первинною і двома вторинними обмотками, що забезпечує наявність чотирьох секцій нормальної експлуатації на блок. Кожен з двох робочих ТВП енергоблоку на базі ядерного реактора ВВЕР-1000 має потужність 63 МВ·А.

Виходячи з [2-4] та описаного вище, систему електричних двигунів ГЦП окреслимо як електротехнічний комплекс, електрична схема якого зображена на рис. 1. На цьому рисунку прийнята така система позначень: літерою М позначено трифазну електричну мережу, яка включає енергосистему разом з блочним трансформатором; написами ТВ, Т1, Т2, В1, В2, В3, В4 – парову турбіну генератора, два робочі ТВП та чотири вимикачі через які підключаються обмотки статорів асинхронних двигунів до вторинних обмоток ТВП, а написами D1, D2, D3, D4 – чотири асинхронні двигуни ГЦП; літерою G позначено синхронний турбогенератор (ТГ); літерою F – джерело живлення обмотки збудження ТГ; В5 – генераторний вимикач енергоблоку; P1 – P4 – головні циркуляційні помпи.

Решта позначення є такими: літерою ϕ позначено потенціали незалежних вузлів схеми, літерою i – струми фазних гілок структурних елементів, а літерою E – електрорушійну силу джерела постійної напруги електричного кола збудження турбогенератора. В нижніх індексах числами позначено номери незалежних вузлів, номери фазних гілок структурних елементів схеми та номери зовнішніх гілок структурних елементів. Буквами М, Т, G, D, F у нижніх індексах позначено належність струмів до зовнішніх гілок: мережі, трансформаторів, турбогенератора, асинхронних двигунів, джерела живлення обмотки збудження; надписами M_e та T_p – належність до внутрішніх струмів мережі та трансформаторів. Буквою S у нижніх індексах позначено належність фазних струмів до статорів асинхронних двигунів і турбогенератора, а буквою R – до струмів роторів асинхронних двигунів. Числами в дужках у верхньому індексі струмів позначено номер елемента з групи одного типу (трансформаторів, вимикачів та двигунів), до якого відноситься цей струм.

Для практики експлуатації енергоблоку АЕС на базі ядерного реактора ВВЕР-1000 актуальним є аналіз роботи структурних елементів системи асинхронних двигунів, зображеної на схемі рис. 1 в таких основних режимах:

1) робота турбогенератора G в нормальному режимі на енергосистему М з одночасним електроживленням

трансформаторів власних потреб Т1, Т2 і відповідно асинхронних двигунів D1 – D4;

2) живлення ТВП від енергосистеми через блочний трансформатор, коли турбогенератор відімкнений;

3) робота асинхронних двигунів ГЦП в ситуації аварійного знеструмлення з втратою зв'язку з енергосистемою і вимкнення турбогенератора через припинення подачі пари на турбіну, що переводить ТГ в режим вибігу. Такий режим конче необхідний для полегшення переходу на природну циркуляцію теплоносія в ядерному реакторі;

4) втрати електроживлення двигунів ГЦП та перехід на природну циркуляцію теплоносія в режимі ви-

бігу агрегатів ГЦП (двигунів разом з помпами). Для збільшення часу вибігу, що критично важливо, асинхронні двигуни облаштовують маховиками;

5) перехід на резервне живлення асинхронних двигунів, що супроводжується короткочасною перервою подачі напруги на ТВП на час дії автоматичного ввімкнення резерву. Внаслідок повторної подачі напруги відбувається дозапуск двигунів, тобто їх подальше розкручування до номінальної частоти обертання зі стану, в якому наявна менша від номінальної стартова частота обертання двигунів (в літературі «самозапуск»);

6) режим оперативного перемикавання асинхронних двигунів ГЦП.

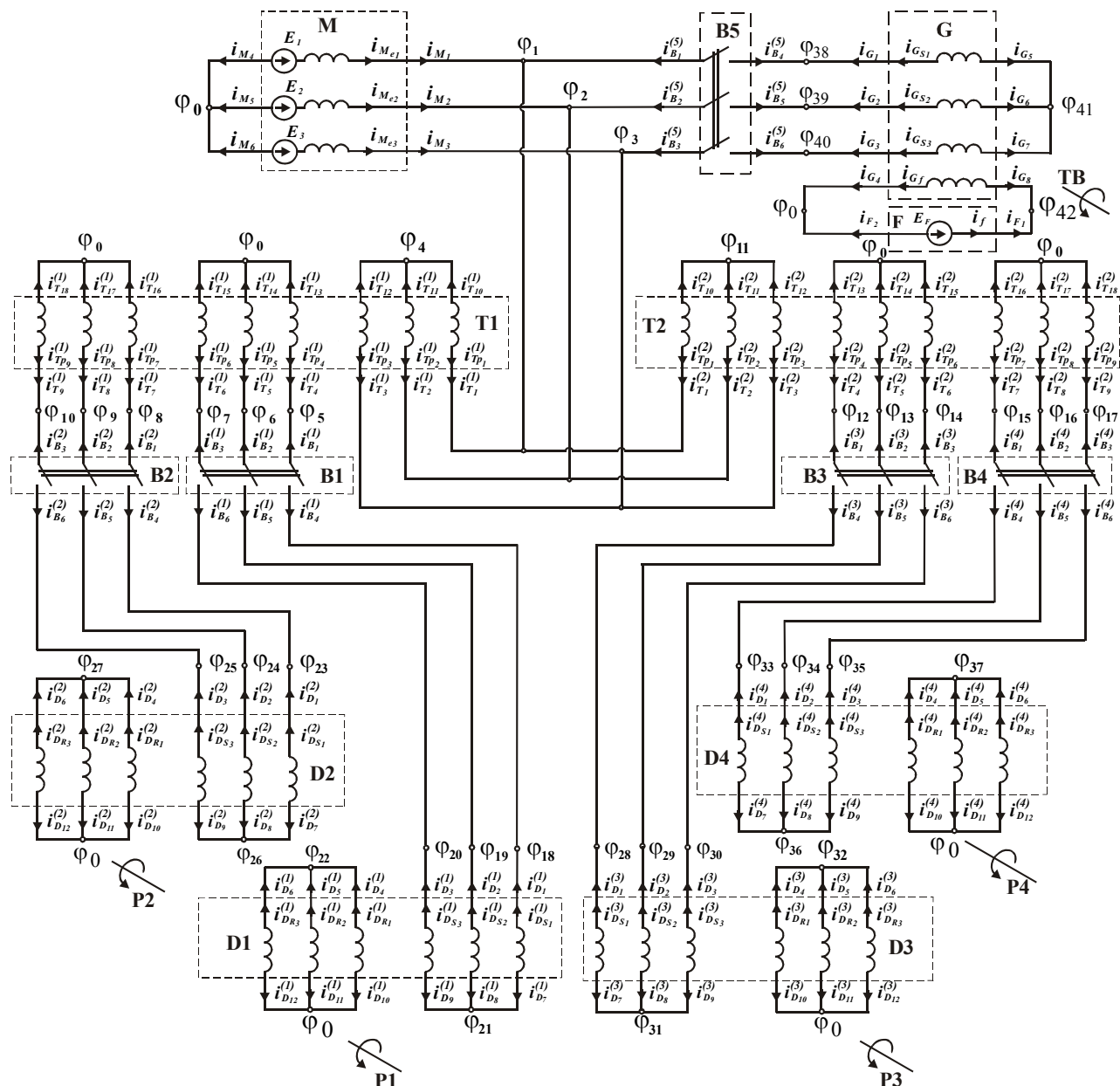


Рис. 1. Схема силового електричного кола системи асинхронних двигунів ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000

Математичну модель електротехнічного комплексу (ЕТК) «ТГ–ЕМ–Т–АД» розробимо на базі теорії математичного моделювання електромашинно-вентильних систем (ЕМВС) [5] та низки інших напрацювань, викладених у [6-10]. Отже, математичною моделлю ЕТК «ТГ–ЕМ–Т–АД» є система диференці-

альних рівнянь електричного стану для схеми рис. 1 та диференціальних рівнянь механічного стану для асинхронних двигунів разом з ГЦП, турбогенератора разом з паровою турбіною, яка слугує джерелом первинного механічного крутильного моменту турбогенератора. Перша система рівнянь описує електромагнітні

процеси всієї схеми рис. 1, а друга – електромеханічні процеси, які відбуваються в асинхронних двигунах та турбогенераторі. Система рівнянь електричного стану записана у фазних координатах та разом з рівняннями механічного стану орієнтована на явні методи чисельного інтегрування.

Кожен із структурних елементів схеми (електрична мережа, трансформатори, вимикачі, асинхронні двигуни, турбогенератор, джерело постійної напруги живлення обмотки збудження ТГ) представлені багатополосниками у вигляді рівнянь, записаних за другим законом Кірхгофа [5, 6].

Розглянемо математичні моделі структурних елементів електротехнічного комплексу на прикладі математичної моделі турбогенератора.

Система рівнянь електричної та механічної рівноваги синхронного турбогенератора. Згідно з [5, 8] синхронний генератор представимо восьмиполосником, що охоплює три фази статора і обмотку збудження, який отриманий шляхом виключення контурів демпферної обмотки, представленої двома контурами по поздовжній d та поперечній вісі q . Демпферною обмоткою моделюється масив ротора турбогенератора.

Електричний стан синхронного генератора опишемо векторним рівнянням зовнішніх гілок, яке має такий вигляд

$$p i_G + \Gamma_G \cdot \varphi_G + T_G = 0, \quad (1)$$

де $p = d/dt$ – оператор диференціювання за часом t ; $i_G = (i_{G_1}, i_{G_2}, i_{G_3}, i_{G_4}, i_{G_5}, i_{G_6}, i_{G_7}, i_{G_8})$ – вектор струмів зовнішніх гілок; $\varphi_G = (\varphi_{38}, \varphi_{39}, \varphi_{40}, \varphi_0, \varphi_{41}, \varphi_{41}, \varphi_{41}, \varphi_{42})$ – вектор зовнішніх потенціалів генератора;

$$\Gamma_G = \begin{bmatrix} L_G^{-1} & -L_G^{-1} \\ -L_G^{-1} & L_G^{-1} \end{bmatrix}; \quad T_G = \begin{bmatrix} L_G^{-1} \\ -L_G^{-1} \end{bmatrix} \times E \quad (2)$$

– матриця коефіцієнтів і вектор вільних членів.

Компоненти матриці коефіцієнтів і вектора вільних членів з (2) визначаються за такими формулами:

$$L_G^{-1} = (L_{e,e} - L_{e,i} \cdot L_{i,i}^{-1} \cdot L_{i,e})^{-1};$$

$$E = p_0 \psi^y \omega_G + R \cdot i - L_{e,i} \cdot L_{i,i}^{-1} \cdot (p_0 \psi_D^y \omega_G + R_D i_D); \quad (3)$$

$$L_{e,e} = \frac{L_d - L_q}{3} \begin{bmatrix} \cos(2\gamma) & \cos(2\gamma - \rho) & \cos(2\gamma + \rho) & 0 \\ \cos(2\gamma - \rho) & \cos(2\gamma + \rho) & \cos(2\gamma) & 0 \\ \cos(2\gamma + \rho) & \cos(2\gamma) & \cos(2\gamma - \rho) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} +$$

$$+ \begin{bmatrix} \frac{L_d + L_q}{3} + \frac{L_0}{3} & \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma) \\ \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_d + L_q}{3} + \frac{L_0}{3} & \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma - \rho) \\ \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_0}{3} - \frac{L_d + L_q}{6} & \frac{L_d + L_q}{3} + \frac{L_0}{3} & \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma + \rho) \\ \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma) & \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma - \rho) & \frac{L_{ad}}{K_i} \cos(\gamma + \rho) & \frac{3}{2} \cdot \frac{(L_{ad} + L_{Gf})}{K_i^2} \end{bmatrix},$$

де $\rho = 2\pi/3$; K_i – коефіцієнт приведення струму збудження до струму статора.

Матриця взаємних індуктивностей між обмотками статора і збудження, з одного боку, і контурами

демперної обмотки по осях d, q , з другого боку, має такий вигляд

$$L_{e,i} = \begin{bmatrix} L_{ad} \cos(\gamma) & L_{aq} \sin(\gamma) \\ L_{ad} \cos(\gamma - \rho) & L_{aq} \sin(\gamma - \rho) \\ L_{ad} \cos(\gamma + \rho) & L_{aq} \sin(\gamma + \rho) \\ \frac{3 \cdot L_{ad}}{2 \cdot K_i} & 0 \end{bmatrix}. \quad (4)$$

Матриця власних індуктивностей контурів демпферної обмотки має такий вигляд

$$L_{i,i} = \text{diag}(L_{ad} + L_{\sigma dD}, L_{aq} + L_{\sigma qD}). \quad (5)$$

Матриця взаємних індуктивностей між контурами демпферної обмотки і зовнішніми контурами (статора і обмотки збудження) має такий вигляд

$$L_{i,e} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} L_{ad} \cos(\gamma) & L_{ad} \cos(\gamma - \rho) & L_{ad} \cos(\gamma + \rho) & \frac{3 \cdot L_{ad}}{2 \cdot K_i} \\ L_{aq} \sin(\gamma) & L_{aq} \sin(\gamma - \rho) & L_{aq} \sin(\gamma + \rho) & 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

Вектори ψ^y, ψ_D^y визначаються за формулами

$$\psi^y = L_{e,e}^y i + L_{e,i}^y i_D, \quad \psi_D^y = L_{i,e}^y i, \quad (7)$$

де $L_{e,e}^y, L_{e,i}^y, L_{i,e}^y$ – похідна матриць $L_{e,e}, L_{e,i}, L_{i,e}$ за кутом повороту γ ; $i_D = (i_{Dd}, i_{Dq})$ – вектор струмів контурів демпферної обмотки; $i = (i_{G_{S1}}, i_{G_{S2}}, i_{G_{S3}}, i_{G_f})$.

У формулах (4) – (7) L_d, L_q, L_0 – індуктивності по поздовжній, поперечній осях та індуктивність нульової послідовності; L_{ad}, L_{aq} – індуктивності, які відповідають реакції якоря по поздовжній та поперечній осях якоря; $L_{\sigma dD}, L_{\sigma qD}$ – індуктивності розсіяння демпферної обмотки по осях d, q .

Механічні процеси, які відбуваються в турбогенераторі, опишемо диференціальним рівнянням механічної рівноваги, яке має такий вигляд:

$$(J_{TB} + J_G) \cdot p \omega_G - (M_{TB} - M_G) = 0, \quad (8)$$

де J_{TB}, J_G – момент інерції турбіни та ротора генератора; $p \omega_G$ – похідна механічної кутової частоти обертання ротора генератора за часом t ; M_{TB} – механічний крутильний момент парової турбіни; M_G – електромагнітний момент генератора.

Враховуючи, що диференціальні рівняння електричного та механічного станів математичної моделі орієнтовані на явні методи чисельного інтегрування, важливим моментом в алгоритмі інтегрування цих рівнянь є визначення вектора інтегрування, в якому систематизовані всі координати, які входять до диференціальних рівнянь під знаком похідної та які як розв'язок отримуються безпосередньо шляхом інтегрування.

Вектор інтегрування для синхронного турбогенератора має таку структуру:

$$p v_G = (p i_{G_{S1}}, p i_{G_{S2}}, p i_{G_{S3}}, p i_{G_f}, p i_{G_d}, p i_{G_q}, p \gamma_G, p \omega_G), \quad (9)$$

де i_{G_d}, i_{G_q} – струми демпферної обмотки по осях d, q ; γ_G, ω_G – електричний кут повороту та механічна кутова частота обертання ротора генератора.

Математичні моделі вимикачів розроблені та описані в [6] з таким самим підходом (за модульним принципом), як і математична модель турбогенератора, а математичні моделі решти структурних елементів включно з асинхронними двигунами розроблені аналогічним чином, виходячи з [5, 8].

Безпосередньому інтегруванню системи диференціальних рівнянь електричного та механічного станів передують формування та розв'язування лінійної системи алгебричних рівнянь в базисі потенціалів незалежних вузлів електричної схеми рис. 1. Для цього з системи диференціальних рівнянь електричного стану виключається похідні струмів всіх електричних гілок схеми. Отримана таким чином система лінійних алгебричних рівнянь електричного стану має такий вигляд [5, 6]:

$$A \cdot \varphi + B = 0, \quad (10)$$

де A – матриця коефіцієнтів; B – вектор вільних членів; $\varphi = (\varphi_1, \varphi_2, \dots, \varphi_{42})$, – вектор потенціалів незалежних вузлів схеми рис. 1.

Матриця коефіцієнтів A та вектор вільних членів B системи рівнянь (10) формуються з матриць коефіцієнтів, векторів вільних членів та матриць інцидентії структурних елементів схеми рис. 1.

До математичної моделі електротехнічного комплексу схеми рис. 1 (окрім системи диференціальних рівнянь електричного та механічного станів) входить також система автоматичного керування, яка призначена для стабілізації напруги турбогенератора під час збільшення та зменшення навантаження на нього, а також для стабілізації частоти обертання ротора генератора, який приводиться в рух паровою турбіною. Для стабілізації напруги генератора застосовано пропорційно-інтегральний регулятор, робота якого описується таким рівнянням:

$$u_F = K_{uP}(u_z - u_{GS}^V) + K_{uI} \int (u_z - u_G) dt + u_{F0}, \quad (11)$$

де u_F, u_{F0} – поточне та початкове значення напруги збудження; u_z, u_{GS}^V – задане значення напруги та модуль зображувального вектора фазних напруг статора генератора (їх амплітуда); K_{uP}, K_{uI} – пропорційний та інтегральний коефіцієнти регулятора напруги.

Для стабілізації частоти обертання ротора генератора застосовано пропорційно-інтегрально-диференціальний регулятор, робота якого описується таким рівнянням:

$$M_T = K_{\omega P}(\omega_z - \omega_G) + K_{\omega I} \int (\omega_z - \omega_G) dt + K_{\omega D} p(\omega_z - \omega_G) + M_{T0}, \quad (12)$$

де M_T, M_{T0} – поточне та початкове значення механічного крутильного моменту турбіни генератора; ω_z, ω_G – задане та поточне значення частоти обертання ротора генератора; $K_{\omega P}, K_{\omega I}, K_{\omega D}$ – пропорційний, інтегральний та диференціальний коефіцієнти регулятора частоти обертання ротора генератора.

Алгоритм розрахунку електромагнітних та електромеханічних процесів. Основними вхідними даними слугують каталожні параметри: електричної мережі M ; трансформаторів власних потреб $T1, T2$;

асинхронних двигунів $D1, D2, D3, D4$; турбогенератора G та джерела постійної напруги F , а також початкові умови, які систематизовані у вектор інтегрованих змінних, що має таку структуру:

$$V = (V_M, V_T^{(1)}, V_T^{(2)}, V_B^{(1)}, V_B^{(2)}, V_B^{(3)}, V_B^{(4)},$$

$$V_D^{(1)}, V_D^{(2)}, V_D^{(3)}, V_D^{(4)}, V_B^{(5)}, V_G, V_F,$$

$$\int (u_z - u_{GS}^V) dt, \int (\omega_z - \omega_G) dt, t) =$$

$$= (i_{Me1}, i_{Me2}, i_{Me3},$$

$$i_{Tp1}^{(1)}, \dots, i_{Tp9}^{(1)}, i_{Tp1}^{(2)}, \dots, i_{Tp9}^{(2)},$$

$$i_{B1}^{(1)}, i_{B2}^{(1)}, i_{B3}^{(1)}, i_{B1}^{(2)}, i_{B2}^{(2)}, i_{B3}^{(2)},$$

$$i_{B1}^{(3)}, i_{B2}^{(3)}, i_{B3}^{(3)}, i_{B1}^{(4)}, i_{B2}^{(4)}, i_{B3}^{(4)},$$

$$i_{DS1}^{(1)}, i_{DS2}^{(1)}, i_{DS3}^{(1)}, i_{DR1}^{(1)}, i_{DR2}^{(1)}, i_{DR3}^{(1)}, \gamma_D^{(1)}, \omega_D^{(1)}, \quad (13)$$

$$i_{DS1}^{(2)}, i_{DS2}^{(2)}, i_{DS3}^{(2)}, i_{DR1}^{(2)}, i_{DR2}^{(2)}, i_{DR3}^{(2)}, \gamma_D^{(2)}, \omega_D^{(2)},$$

$$i_{DS1}^{(3)}, i_{DS2}^{(3)}, i_{DS3}^{(3)}, i_{DR1}^{(3)}, i_{DR2}^{(3)}, i_{DR3}^{(3)}, \gamma_D^{(3)}, \omega_D^{(3)},$$

$$i_{DS1}^{(4)}, i_{DS2}^{(4)}, i_{DS3}^{(4)}, i_{DR1}^{(4)}, i_{DR2}^{(4)}, i_{DR3}^{(4)}, \gamma_D^{(4)}, \omega_D^{(4)},$$

$$i_{B1}^{(5)}, i_{B2}^{(5)}, i_{B3}^{(5)},$$

$$i_{GS1}, i_{GS2}, i_{GS3}, i_{Gf}, i_{Gd}, i_{Gq}, \gamma_{GD}, \omega_{Gq},$$

$$\int (u_z - u_{GS}^V) dt, \int (\omega_z - \omega_G) dt, t).$$

Основними пунктами алгоритму розрахунку процесів є такі дії:

- на підставі початкових умов вектора V (13) і каталожних даних, формуються матриці коефіцієнтів та вектори вільних членів структурних елементів (для турбогенератора (2)) і через них матриця коефіцієнтів A та вектор вільних членів B системи рівнянь електричного стану (10), яка розв'язується стосовно вектора φ ;

- на зворотному ході на підставі вектора φ потенціалів незалежних вузлів схеми рис. 1 визначають вектор інтегрування pV , який дорівнює похідній вектора інтегрованих змінних V (13) за часом t ($pV = dV/dt$);

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

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

За алгоритмом математичної моделі розроблено програмний комплекс. Нижче наведено узагальнений аналіз електромагнітних і електромеханічних процесів, які відбуваються в системі асинхронних двигунів ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000 під час живлення трансформаторів власних потреб (а значить і асинхронних двигунів) від турбогенератора. В реальних умовах роботи енергоблоку частота обертання ротора турбогенератора є практично стабільною і такою, що відповідає частоті напруги енергосистеми. З метою забезпечення таких умов використаємо можливість математичної моделі і програмного комплексу, яка

дає змогу забезпечити абсолютно стабільну частоту обертання ротора генератора $\omega_G = \text{const}$ (хоча, як зазначено вище, в математичній моделі і програмному комплексі передбачена можливість розрахунку і динамічного електромеханічного процесу турбогенератора).

В цьому математичному експерименті для стабілізування напруги генератора під час оперативних перемикань асинхронних двигунів ГЦП застосовується відповідна система автоматичного керування (САК), яка описана вище (11).

Результатом математичного моделювання слугують розрахункові залежності основних координат, до яких віднесемо: напруги та струми всіх електричних гілок схеми рис. 1, електромагнітні моменти АД та моменти опору ГЦП, а також частоти обертання асинхронних двигунів.

Вхідними даними слугують каталожні дані турбогенератора включно з даними джерела живлення його обмотки збудження, асинхронних двигунів, трансформаторів власних потреб та електричної мережі. Тут необхідно акцентувати увагу на тому, що пуск АД ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000 виконується на повну напругу 6 кВ (прямий пуск), а механічний момент інерції обертової маси ротора разом з маховиком дорівнює $7250 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$. Окрім цього до вхідних даних належить інформація допоміжного характеру, яка визначає режими роботи програмного комплексу (крок інтегрування, кінцевий час інтегрування і т.ін.).

Моделювання електромагнітних і електромеханічних процесів виконаємо для такого режиму роботи асинхронних двигунів ГЦП: в стані рухомого з синхронною частотою ротора генератора в момент часу, який приймаємо початковим ($t = 0$) вмикається джерело живлення обмотки збудження генератора. На наступному етапі через 5 с та з інтервалом 5 с виконується пуск перших трьох АД (у моменти часу $t_1 = 5 \text{ с}$, $t_2 = 10 \text{ с}$ та $t_3 = 15 \text{ с}$). У момент часу $t_4 = 30 \text{ с}$ відмикається третій двигун, а в момент часу $t_5 = 40 \text{ с}$ вмикається ще й четвертий двигун. В момент часу $t_6 = 70 \text{ с}$ відмикаються всі три асинхронні двигуни, які на цей час працюють (перший, другий та четвертий).

Нижче викладено графіки розрахункових залежностей основних координат від часу та проведено їх аналіз на предмет фізики процесів і роботи електротехнічного комплексу приводу асинхронних двигунів головних циркуляційних pomp ядерного реактора ВВЕР-1000 під час живлення двигунів від турбогенератора енергоблоку атомної електричної станції.

На рис. 2. зображені розрахункові залежності фазних напруг статора генератора.

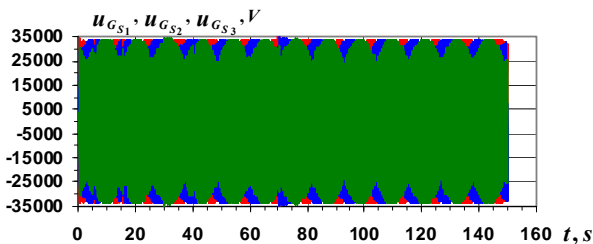


Рис. 2. $u_{G_{S1}}, u_{G_{S2}}, u_{G_{S3}}$ – фазні напруги генератора

На рис. 3 зображені розрахункові залежності фазних струмів генератора. Характер фазних напруг та

струмів на рис. 2 та рис. 3 відображає процеси пуску та вимкнення асинхронних двигунів. При цьому амплітуда фазних напруг рис. 2 залишається постійною під дією САК, а амплітуда фазних струмів рис. 3 змінюється залежно від роботи асинхронних двигунів.

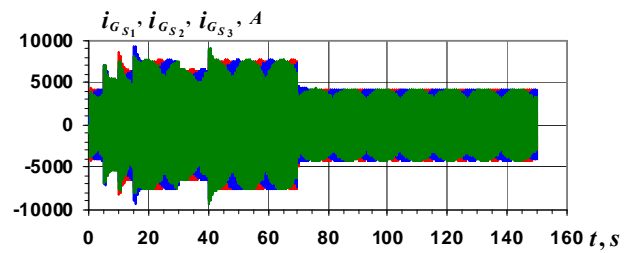


Рис. 3. $i_{G_{S1}}, i_{G_{S2}}, i_{G_{S3}}$ – фазні струми генератора

Більш виразну та предметну інформацію про характер фазних напруг та струмів в цьому режимі роботи генератора надають розрахункові залежності модулів зображувальних векторів фазних напруг та струмів статора генератора, які зображені на рис. 4.

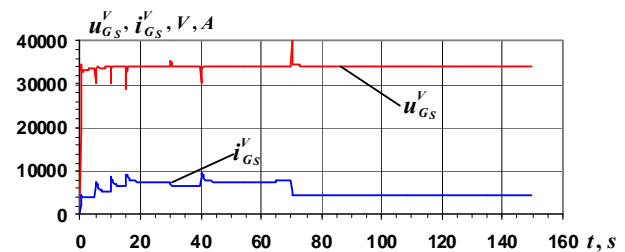


Рис. 4. $u_{G_S}^V, i_{G_S}^V$ – модулі зображувальних векторів фазних напруг і струмів статора турбогенератора

Характер кривих напруги та струму на рис. 4 виразно ілюструє закономірності зміни амплітуди фазних напруг та струмів статора генератора в режимі оперативного перемикання АД, а також реакцію та наслідки дії САК напруги.

З рис. 3 та рис. 4 видно, що на проміжку часу, коли АД вимкнені ($t > 70 \text{ с}$) фазні струми генератора не дорівнюють нулю, хоча напруга залишається стабільною. Це пояснюється тим, що на цьому проміжку часу обидва трансформатори власних потреб, які під'єднані до генератора, працюють в режимі неробочого ходу, а значить в їх первинних обмотках струм не дорівнює нулю в ситуації з вимкненими двигунами та має відповідне цьому режиму значення.

До функційно важливої інформації стосовно генератора належить інформація про характер його напруги та струму збудження. Тому на рис. 5 зображені розрахункові залежності цих координат.

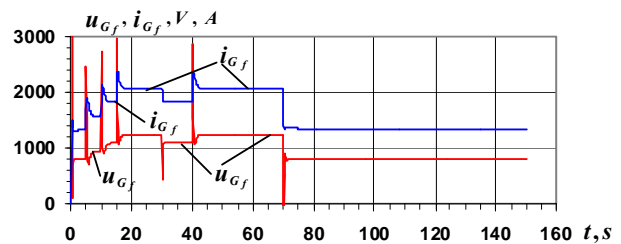


Рис. 5. u_{G_f}, i_{G_f} – напруга та струм збудження турбогенератора

Варто ще раз зазначити, що САК напруги статора генератора працює саме на функції модуля зображувального вектора фазних напруг (11).

З погляду роботи системи асинхронних двигунів ГЦП важливо мати інформацію про основні координати (напруги та струми) ТВП. В цьому контексті розглянемо та проаналізуємо напруги і струми первинної та двох вторинних обмоток першого ТВП. На рис. 6. зображені розрахункові залежності модулів зображувальних векторів фазних напруг первинної та двох вторинних обмоток першого ТВП.

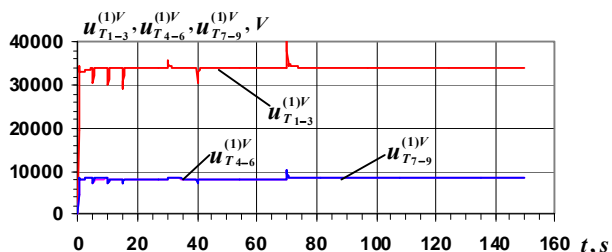


Рис. 6. $u_{T1-3}^{(1)V}, u_{T4-6}^{(1)V}, u_{T7-9}^{(1)V}$ – модулі зображувальних векторів напруг обмоток першого трансформатора ВП

З рисунку видно, що напруга первинної обмотки дуже близька до напруги генератора рис. 4, а напруга двох вторинних обмоток, значення яких збігаються, відповідає діючому значенню напруги 6,3 кВ, якою живляться асинхронні двигуни ГЦП. Очевидно, що напруги первинної та двох вторинних обмоток другого ТВП будуть ідентичними з напругами першого ТВП (рис. 6).

Аналогічно напругам, розглянемо струми обмоток обидвох трансформаторів власних потреб. Модулі зображувальних векторів струмів первинної і двох вторинних обмоток першого ТВП зображені на рис. 7.

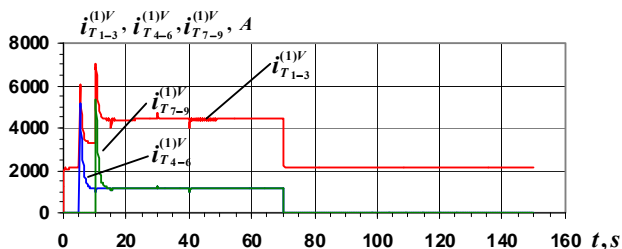


Рис. 7. $i_{T1-3}^{(1)V}, i_{T4-6}^{(1)V}, i_{T7-9}^{(1)V}$ – модулі зображувальних векторів струмів первинної і вторинних обмоток першого ТВП

Як і для першого – модулі зображувальних векторів струмів первинної і двох вторинних обмоток другого ТВП зображені на рис. 8.

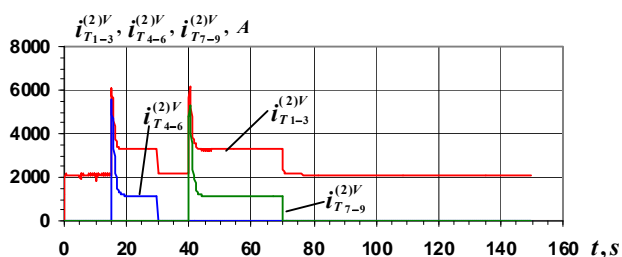


Рис. 8. $i_{T1-3}^{(2)V}, i_{T4-6}^{(2)V}, i_{T7-9}^{(2)V}$ – модулі зображувальних векторів струмів первинної і двох вторинних обмоток другого ТВП

Розрахункові залежності модулі зображувальних векторів струмів вторинних обмоток першого та другого ТВП, які зображені на рис. 7, 8 виразно ілюструють режими роботи асинхронних двигунів, які живляться від вторинних обмоток ТВП. На цих рисунках однозначно та чітко видно моменти ввімкнення та вимкнення всіх чотирьох АД, а також видно характер та кратність пускових струмів. Криві на рис. 7, 8 також несуть інформацію про характер та співвідношення струмів первинних і вторинних обмоток ТВП, а разом з рис. 4 ще й про співвідношення струмів первинних обмоток ТВП і турбогенератора.

У вторинних обмотках трансформаторів протікають ті самі струми, що і у відповідних їм статорних обмотках асинхронних двигунів, які з'єднані вимикачами. Тому аналіз струмів вторинних обмоток трансформаторів слугує водночас ним же для струмів статорів АД. Але для отримання більш повної інформації про струми статорних обмоток АД тут наведемо лише миттєві значення фазних струмів одного з довільно вибраних асинхронних двигунів, яким є перший. Отже, розрахункові залежності миттєвих значень фазних струмів першого АД зображені на рис. 9.

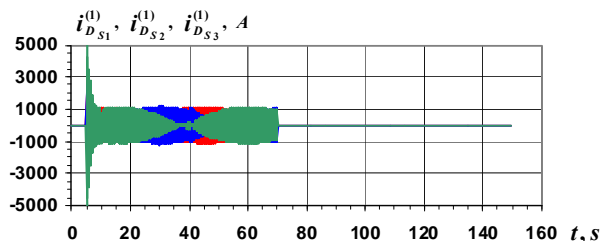


Рис. 9. $i_{Ds1}^{(1)}, i_{Ds2}^{(1)}, i_{Ds3}^{(1)}$ – миттєві фазні струми обмотки статора першого асинхронного двигуна

З рисунку видно, що крива модуля зображувального вектора струмів першої вторинної обмотки першого трансформатора $i_{T4-6}^{(1)V}$ на рис. 7 є такою, що огинає криві струмів з рис. 9, що однозначно відповідає фізиці електромагнітних процесів, які відбуваються в системі АД ГЦП за схемою на рис. 1.

Вище ми розглянули та проаналізували електромагнітні процеси, які описуються електричними координатами, до яких належать електричні напруги та струми.

Для повноти інформації стосовно можливостей математичної моделі та програмного комплексу в питанні аналізу режимів роботи асинхронних двигунів ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000 проаналізуємо електромеханічні процеси, які стосовно АД описуються їх крутильними електромагнітними моментами та механічними моментами опору ГЦП. На рис. 10 зображені розрахункові залежності цих координат.

З рисунку видно, що на етапі розгону першого АД і відповідно першої ГЦП електромагнітний момент двигуна істотно більший від моменту опору. В усталеному режимі вони зрівноважені, а на етапі вибігу електромагнітний момент двигуна дорівнює нулю, а механічний момент спадає із закономірністю зменшення механічної кутової частоти двигуна з помпою відповідно до механічних характеристик цілого агрегату ГЦП. Очевидно, що закономірності електро-

механічних процесів решти трьох двигунів є аналогічними, тому наводити їх немає потреби.

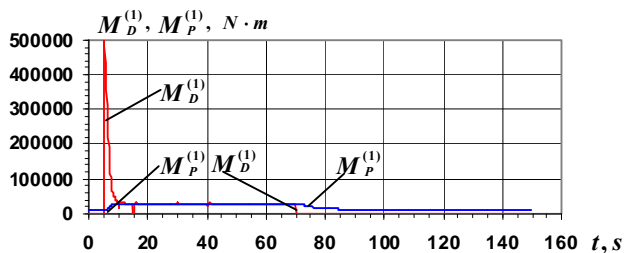


Рис. 10. $M_D^{(1)}$, $M_P^{(1)}$ – електромагнітний момент першого асинхронного двигуна та момент опору першої ГЦП

В питанні аналізу електромеханічних процесів АД ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000 принципово важливо мати інформацію про характер та закономірності зміни механічних кутових частот обертання роторів АД, адже саме ці координати визначають продуктивність роботи ГЦП, а відповідно роботи і ядерного реактора, і енергоблоку загалом. Тому на рис. 11 зображені розрахункові залежності механічних кутових частот обертання асинхронних двигунів ГЦП.

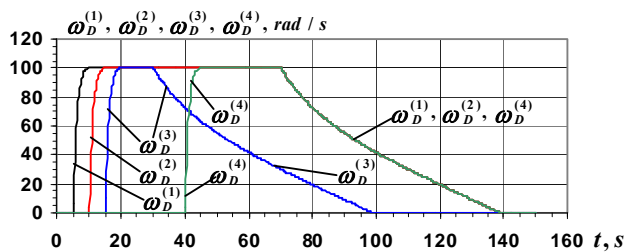


Рис. 11. $\omega_D^{(1)}$, $\omega_D^{(2)}$, $\omega_D^{(3)}$, $\omega_D^{(4)}$ – механічні кутові частоти обертання асинхронних двигунів ГЦП

З рисунку (на відміну від рисунків з кривими струмів) виразно видно не лише моменти вмкнення та вимкнення АД, але й час їх розгону та вибігу до повної зупинки. Така інформація є критично важливою в питаннях забезпечення успішного переходу на природну циркуляцію теплоносія в ядерному реакторі за обставин аварійного знеструмлення енергоблоку. З цією метою двигуни ГЦП додатково облаштовують маховиками, щоб збільшити час вибігу агрегату за системою АД-ГЦП.

Узагальнений аналіз кривих на рис. 11 та кривих всіх інших координат (моментів на рис. 10, струмів і напруг на всіх решті рисунках) показує, що їх характер повною мірою є у взаємовідповідності та в повному взаємозв'язку з погляду закономірностей перебігу і електромагнітних, і електромеханічних процесів, а разом з цим вказує на достатньо високий рівень адекватності як математичної, так і цифрової моделей. Такий результат досягнуто описом електромагнітних і електромеханічних процесів єдиною системою диференціальних рівнянь включно з САК напруги генератора та частоти обертання ротора генератора.

В перспективі передбачається виконати дослідження та провести аналіз процесів включно з переходом на резервне живлення, дозапуску (самозапуску) АД, а також аналіз вже згаданих режимів роботи з врахуванням динаміки руху ротора генератора.

До важливих перспективних досліджень (на необхідності проведення яких особливо наголошується в науково-технічній літературі [2, 4]) відносяться дослідження режимів роботи АД ГЦП під час переходу на природну циркуляцію теплоносія ядерного реактора із використанням вибігу турбогенератора, що очевидно становить як теоретичний, так і практичний інтерес в експлуатації енергоблоків АЕС на базі ядерного реактора ВВЕР-1000.

Висновки.

1. Аналіз наукових літературних джерел вказує на те, що особливості експлуатації електричних двигунів ГЦП викладені лише в посадових інструкціях для персоналу АЕС, в яких прописані правила виконання операцій: пуску, самозапуску, зупинки, переходу на альтернативні джерела живлення без предметного наукового аналізу закономірностей перебігу електромагнітних і електромеханічних процесів. В наукових літературних джерелах явно бракує результатів спеціальних наукових досліджень стосовно цього питання. Наявність математичних моделей і відповідного програмного забезпечення як засобу комп'ютерного дослідження надала б змогу проводити дослідження режимів роботи системи АД ГЦП ядерного реактора ВВЕР-1000, необхідних як в теоретичному, так і в практичному аспекті експлуатації енергоблоків АЕС.

2. Розроблено математичну модель системи асинхронних двигунів ГЦП, яка враховує найважливіші визначальні чинники, що впливають на перебіг електромагнітних і електромеханічних процесів, серед яких: взаємний вплив структурних елементів схеми системи АД, вплив САК на роботу системи збудження ТГ, взаємний вплив АД і ГЦП, які приводяться в рух цими двигунами, а також дає змогу досліджувати роботу ГЦП під час самозапуску АД та їх роботу під час вибігу ротора ТГ.

3. Розроблено математичну модель, яка дає змогу виконувати дослідження найважливіших режимів роботи системи асинхронних двигунів ГЦП за допомогою сучасної комп'ютерної техніки.

4. В першому наближенні проведено дослідження електромагнітних і електромеханічних процесів системи асинхронних двигунів ГЦП. Зокрема, досліджено пускові режими, отримані якісні і кількісні параметри вибігу двигунів з великими маховими масами, що (на думку авторів) також становить предмет нового наукового результату.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 44: Традиционная энергетика. Атомные электрические станции: ретроспектива, состояние и перспективы их развития // Электротехника і електромеханіка. – 2018. – №3. – С. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.01.
2. Топольницький М.В. Атомні електричні станції. – Львів: Вид-во НУ «Львівська політехніка», 2004. – 562 с.
3. Шевченко В.В., Космин С.М. Особенности работы приводных двигателей технологических насосов реакторной зоны АЭС // Вісник Кременчуцького національного університету імені М. Остроградського. – 2010. – №4(63). – Частина 2. – С. 79-83.

4. Фельдман М.Л., Черновец А.К. Особенности электрической части атомных электростанций. 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отдел., 1983. – 172 с.
5. Плахтына Е.Г. Математическое моделирование электромашино-вентильных систем. – Львов: Вища шк. Изд-во при Львов. ун-те, 1986. – 164 с.
6. Васильв К.М. Математична модель режимів роботи системи асинхронних двигунів димотягів теплових електричних станцій // Електротехніка і електромеханіка. – 2017. – №3. – С. 19-26. doi: 10.20998/2074-272X.2017.3.03.
7. Поляк Н.А. Современные крупные двухполюсные турбогенераторы. Электромагнитные характеристики. – М.: Энергия, 1972. – 472 с.
8. Фильц Р.В. Математические основы теории электро-механических преобразователей. – К.: Наукова думка, 1979. – 208 с.
9. Копылов И.П. Электрические машины. – М.: Высшая школа, 2006. – 607 с.
10. Krause P.C., Wasynczuk O., Sudhoff S.D. Analysis of Electric Machinery and Drive Systems. – IEEE Press, 2002. – 632 p.

REFERENCES

1. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 44: Traditional power engineering. Nuclear power stations: retrospective view, state and prospects of their development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.3, pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.01.
2. Topolnytskyi M.V. *Atomni elektrychni stantsii* [Nuclear power stations]. Lviv Polytechnic National University Publ., 2004. 562 p. (Ukr).
3. Shevchenko V.V., Kosmyn S.M. Features of work of drives engines technological pumps of reactor area of nuclear power plant. *Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskiy National University*, 2010, no.4(63), part 2, pp. 79-83. (Rus).
4. Feldman M.L., Chernovets A.K. *Osobennosti elektricheskoi chasti atomnykh elektrostantsii* [Features of the electrical part of nuclear power plants] Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1983. 172 p. (Rus).
5. Plakhtyna E.H. *Matematicheskoe modelirovanie elektromashinno-ventil'nykh sistem* [Mathematical modeling of electric machine-valve systems]. Lvov, Vyshcha shkola Publ., 1986. 164 p. (Rus).
6. Vasylyv K.M. A mathematical model of thermal power plants smoke exhausters induction motors system operation modes. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.3, pp. 19-26. doi: 10.20998/2074-272X.2017.3.03.
7. Poliak N.A. *Sovremennye krupnye dvukhpoliusnye turbogeneratory. Elektromagnitnye kharakteristiki* [Modern large bipolar turbogenerators. Electromagnetic characteristics]. Moscow, Energiya Publ., 1972. 472 p. (Rus).

8. Fylts R.V. *Matematicheskie osnovy teorii elektromekhanicheskikh preobrazovatelei* [Mathematical foundations of the theory of electromechanical converters]. Kyiv, Naukova dumka Publ., 1979. 208 p. (Rus).
9. Kopylov I.P. *Elektricheskie mashiny*. [Electrical machines]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2006. 607 p. (Rus).
10. Krause P.C., Wasynczuk O., Sudhoff S.D. *Analysis of Electric Machinery and Drive Systems*. IEEE Press, 2002. 632 p.

Надійшла (received) 09.09.2019

Васильв Карл Миколайович¹, д.т.н., проф.,
 Мазуренко Леонід Іванович², д.т.н., проф.,
¹ Національний університет «Львівська політехніка»,
 79013, Львів, вул. С. Бандери, 12,
 e-mail: karl.vasylyv@gmail.com
² Інститут електродинаміки НАН України,
 03057, Київ, пр. Перемоги, 56,
 e-mail: mlins@ied.org.ua

K.M. Vasylyv¹, L.I. Mazurenko²

¹ Lviv Polytechnic National University,
 12, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine.

² The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,
 56, prospect Peremogy, Kiev, 03057, Ukraine.

A mathematical model of the electrical engineering complex for drive of main circulation pumps of nuclear reactor VVER-1000 of nuclear power plants.

Tools for computer investigation of the modes of operation of induction motors of the main circulating pumps of the VVER-1000 NPP reactor have been created. The mathematical model of the electrical engineering complex «synchronous turbogenerator of NPP unit – electric grid of power system – two transformers of own needs – four induction motors» in phase coordinates, oriented on explicit methods of numerical integration of the system of differential equations is developed. On the basis of the mathematical model the software designed for the study of electromagnetic and electromechanical processes of the system of induction motors of the main circulating pumps of the VVER-1000 nuclear reactor in the modes of: operative switching including start and run, switching to standby power, self-start of the motors with turbogenerator's run-out and without it is developed. The investigations of the processes in the system of induction motors in the mode of operative switching during their power supply from the turbogenerator are carried out and the basic regularities of their course in qualitative and quantitative relations are established. References 10, figures 11.

Key words: nuclear reactor, main circulation pumps, synchronous turbogenerator, transformer, induction motor, starting modes, self-starting, mathematical model, differential equations.

В.И. Милых, Л.В. Шилкова

ЧИСЛЕННО-ПОЛЕВОЙ АНАЛИЗ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕХФАЗНОГО ИНДУКТОРА МАГНИТНОГО ПОЛЯ ДЛЯ ОБРАБОТКИ РАЗЛИЧНЫХ ВЕЩЕСТВ ПРИ СТАБИЛИЗАЦИИ ЕГО ТОКА

Розглянуті теорія і результати чисельно-польового аналізу електромагнітних величин, їх фазових співвідношень і відповідних характеристик трифазного індуктора магнітного поля. Індуктор подібний до статора асинхронного двигуна і забезпечує обробку різних речовин. Це відбувається за допомогою довгастих ферромагнітних елементів, що знаходяться в його робочій камері і рухаються з обертовим магнітним полем. Розрахункова модель камери представлена анізотропним магнітним середовищем з різною магнітною проникністю по її подовжній і поперечній осям. Розрахунки характеристик виконані в режимі навантаження індуктора залежно від фазового зсуву магніторушійної сили обмотки статора відносно подовжньої осі камери і при забезпеченні незмінної величини струму цієї обмотки. Отримана сукупність характеристик повинна сприяти проектуванню і вдосконаленню індукторів розглянутого типу. Надана методика є універсальною і дозволяє відображувати їх осердя практично будь-якої форми. Бібл. 11, рис. 10.

Ключові слова: індуктор магнітного поля, статор асинхронного двигуна, теорія, чисельно-польові розрахунки, електромагнітні величини, фазові співвідношення, характеристики.

Рассмотрены теория и результаты численно-полевого анализа электромагнитных величин, их фазовых соотношений и соответствующих характеристик трехфазного индуктора магнитного поля. Индуктор подобен статору асинхронного двигателя и обеспечивает обработку различных веществ. Это происходит с помощью движущихся с вращающимся магнитным полем продолговатых ферромагнитных элементов, находящихся в его рабочей камере. Расчетная модель камеры представлена анизотропной магнитной средой с разными магнитными проницаемостями по ее продольной и поперечной осям. Расчеты характеристик проведены в режиме нагрузки индуктора в зависимости от фазового сдвига магнитодвижущей силы обмотки статора относительно продольной оси камеры и при обеспечении неизменной величины тока этой обмотки. Полученная совокупность характеристик должна способствовать проектированию и совершенствованию индукторов рассмотренного типа. Представленная методика является универсальной, так как позволяет отображать их сердечники практически любой формы. Библ. 11, рис. 10.

Ключевые слова: индуктор магнитного поля, статор асинхронного двигателя, теория, численно-полевые расчеты, электромагнитные величины, фазовые соотношения, характеристики.

Введение. В ряде отраслей для обеспечения технологических процессов перемешивания разных смесей или разделения мелких объектов с разными электромагнитными свойствами используют магнитные перемешиватели и сепараторы [1-3]. Структура и характер магнитных полей (МП), которые обеспечивают эти процессы, весьма разнообразны. Среди них находят свое место вращающиеся МП, которые возбуждаются индуктором, подобным статору трехфазного асинхронного двигателя (ТАД).

Отличием такого индуктора магнитного поля (ИМП) от ТАД является то, что вместо ротора внутри статора располагается рабочая камера (РК), через которую пропускается жидкая или сыпучая сухая смесь, нуждающаяся в обработке. Это осуществляется с помощью мелких ферромагнитных элементов (ФЭ), движущихся с вращающимся МП и создающих в РК так называемый «вихревой слой» [1, 3]. Предполагается, что ФЭ выполнены, например, в виде иголок или коротких отрезков железной проволоки, и они равномерно распределены по РК, тонкостенная оболочка которой выполняется из немагнитного материала и с МП не взаимодействует.

Анализ литературы показывает, что ИМП, несмотря на широкие возможности применения в различных отраслях промышленности, до сих пор еще недостаточно изучены. Дело в том, что исследование их электромагнитных параметров проводится, как правило, на основе теории магнитных цепей. Но в условиях весьма больших зазоров и анизотропного маломагнитного пространства представление струк-

туры ИМП несколькими однородными участками магнитной цепи является проблематичным.

Новые возможности в исследованиях и совершенствовании конструкции ИМП появились с развитием программного обеспечения численных расчетов МП. Их эффективность для ИМП уже показана в [4] при анализе МП в его поперечном и продольном сечениях на основе плоско-ортогональных расчетных моделей.

Рабочим инструментом для численного расчета МП в [4] и в данной работе принята общедоступная и распространенная программа FEMM [5].

В упомянутых работах расчеты МП ограничены рассмотрением режима идеального холостого хода (ХХ), т.е. без наличия в рабочей камере ИМП ФЭ. Эти исследования дали полезную информацию, но не могут быть конечным итогом. Более совершенные расчеты должны быть направлены на исследование электромагнитных параметров и характеристик ИМП в режиме нагрузки, которые проявят суть работы ИМП в составе главного устройства – перемешивателя или сепаратора. И здесь главной проблемой оказывается учет наполнения рабочей камеры ФЭ, обеспечивающими рабочий процесс.

Поэтому целью данной работы являются исследования характеристик ИМП в режиме его нагрузки на основе численных расчетов МП с учетом слабомагнитной среды в его рабочей камере. Для этого выведены соотношения электромагнитных параметров и фазовых величин в представленном ИМП с вращаю-

© В.И. Милых, Л.В. Шилкова

щимся магнитным полем, создаваемым трехфазной обмоткой в рабочей камере, наполненной ФЭ.

Объект исследования. Электромагнитная система ИМП является такой, как и в [4]. Она показана на рис. 1 лишь ее поперечным сечением, чего достаточно для достижения цели данной работы. Здесь обозначены и дальше используются прямоугольная (x, y) и полярная системы координат (r, α) с началом отсчета угла от оси y .

Из технологических соображений заданы параметры ИМП: радиус рабочей камеры $r_{re} = 0,15$ м, по аксиальной оси активная длина $l_a = 0,3$ м. МП внутри РК распределено практически равномерно при магнитной индукции (МИ) в центре $0,24$ Тл в режиме идеального холостого хода. Для такого режима напряжение и ток статора считаются номинальными.

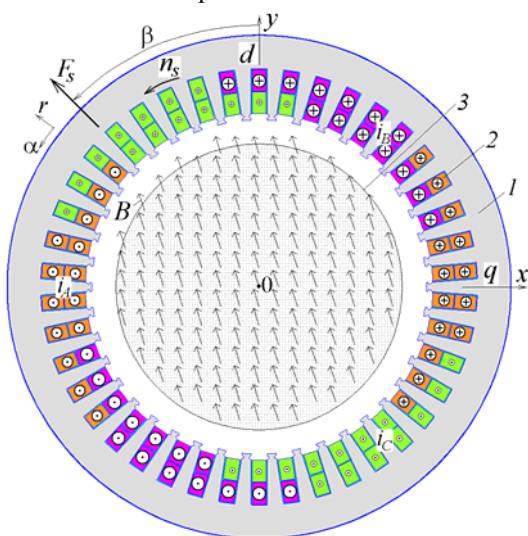


Рис. 1. Электромагнитная система ИМП: 1 – шихтованный сердечник; 2 – трехфазная обмотка; 3 – рабочая камера

Остальные параметры индуктора рассчитаны по методике, приближенной к классической для ТАД [6], с учетом отсутствия ротора. Из основных параметров индуктора представим: номинальные фазные напряжение $U_{sN} = 220$ В и ток $I_{sN} = 950$ А, частота $f_s = 50$ Гц. Он имеет числа фаз $m_s = 3$ и пар полюсов $p = 1$, число пазов $Q_s = 42$; число последовательных витков фазной обмотки $N_s = 28$. Радиус расточки сердечника индуктора r_{si} составил $0,175$ м, так как он должен быть несколько больше радиуса РК, чтобы исключить из нее кольцевой зазор с недостаточно однородным МП. Обмотка индуктора двухслойная, распределенная, с относительным укорочением $\beta_s = 18/21$, схема соединения – «звезда».

Сердечник ИМП выполнен из электротехнической стали марки 2013, толщина листов $0,5$ мм, коэффициент заполнения $K_{Fe} = 0,97$.

Основы численно-полевых расчетов. Источником вращающегося МП в ИМП является трехфазная симметричная система токов в стержнях фазных обмоток статора (рис. 1):

$$\begin{aligned} i_A &= I_m \cos(\omega t + \beta); \\ i_B &= I_m \cos(\omega t - 2/3\pi + \beta); \\ i_C &= I_m \cos(\omega t + 2/3\pi + \beta), \end{aligned} \quad (1)$$

где $I_m = \sqrt{2}I_s$ – амплитуда токов в стержнях обмотки статора при действующем значении фазных токов I_s ; $\omega = 2\pi f_s$ – угловая частота; t – время; β – начальная фаза токов, которая задает необходимое для конкретного режима расчета МП угловое смещение направления МДС обмотки статора F_s от оси y .

На рис. 1 показаны направления токов в стержнях обмотки при значениях $t = 0$ и $\beta = 45^\circ$, а также показано масштабированное распределение векторов МИ B в соответствующем режиме нагрузки, в котором МП вращается с частотой n_s . Видно, что МП в РК оказывается практически однородным. Что касается МДС обмотки статора F_s , то она сориентирована четко под заданным углом β .

МП индуктора в его центральном поперечном сечении описывается общеизвестным двумерным дифференциальным уравнением:

$$\text{rot} \left[\frac{1}{\mu_e} \text{rot} (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (2)$$

где A_z, J_z – аксиальные составляющие векторного магнитного потенциала (ВМП) и плотности тока; \vec{k} – орт по аксиальной оси z ; μ_e – абсолютная магнитная проницаемость (АМП).

Инструментом исследований, которые представляются, являются численные расчеты МП методом конечных элементов по программе FEMM [5] с управлением ею созданным скриптом Lua подобно [7].

При расчете МП распределение АМП в шихтованном стальном сердечнике и немагнитном пространстве учитывается общеизвестным методом. В ИМП новой оказывается проблема учета магнитных свойств среды, находящейся в РК. Для достижения цели данной работы необходимо решение возникшей проблемы. Этому посвящен отдельный этап данной работы, который предварим описанием состояния среды РК.

Принцип действия ИМП и магнитное состояние его РК. Продолговатые ФЭ в РК будут стремиться располагаться по силовым линиям МП и, значит, по направлению векторов МИ. Однако под воздействием тормозящего действия обрабатываемой среды между направлениями вращающихся вместе магнитного поля и элементов должно образоваться некоторое угловое смещение. Это является условием возникновения электромагнитного момента (ЭММ) M_{em} , воздействующего на ФЭ, от чего зависят интенсивность и качество технологической обработки различных смесей.

По сути, ЭММ в ИМП является реактивным, а принцип действия ИМП соответствует принципу действия синхронного реактивного двигателя [8]. По аналогии с синхронными машинами, в РК по направлению ориентации ФЭ назначается продольная ось d , а перпендикулярно ей – поперечная ось q . В установившемся рабочем режиме оси вращаются вместе с этими элементами и МП.

На рис. 1, где априори показан мгновенный «снимок» электромагнитных величин, продольная ось d совпадает с осью y . Векторы магнитной индукции B смещены по углу от оси d в сторону вращения МП, а вектор МДС F_s «идет» впереди, как «ведущий» за собой все остальное.

Массив согласованно ориентированных ФЭ приводит к различию магнитных свойств внутри РК по разным направлениям, что выражается магнитной анизотропией. По продольной d и поперечной q осям, обозначенным на рис. 1, оказываются разные значения составляющих АМП μ_d и μ_q . Они зависят от конфигурации, взаимного расположения и концентрации ФЭ.

Определение эквивалентных магнитных свойств рабочей камеры ИМП. Эта задача в описанных условиях является весьма сложной и не строго детерминированной ввиду возможной «стихий» распределения ФЭ в РК. Поэтому, в принципе, на данном этапе достижимым представляется ее приближенное решение. Здесь предложена идеализированная модель заполнения РК и разработан соответствующий метод определения эквивалентных ее магнитных свойств, которые можно использовать в расчетной модели ИМП в целом.

Исходными допущениями для формирования магнитных свойств РК являются:

- все ФЭ в ИМП располагаются параллельно друг другу, что является естественным под воздействием однородного МП;
- ФЭ по объему РК распределены равномерно с задаваемым смещением друг относительно друга;
- магнитные свойства среды в поперечном сечении РК являются анизотропными по взаимно перпендикулярным осям: продольной d и поперечной q ;
- дискретная магнитная среда РК заменяется сплошной средой с эквивалентными магнитными проницаемостями μ_d и μ_q по указанным осям;
- МП в РК является достаточно слабым и свойства ФЭ соответствуют начальным участкам их кривых намагничивания, поэтому значения μ_d и μ_q при расчете МП в ИМП в целом практически не изменяются.

В описанной ситуации задача определения составляющих АМП μ_d и μ_q при заданных размерах и взаимном расположении ФЭ решается на основе численных расчетов МП в идеализированной модели заполнения РК, показанной на рис. 2.

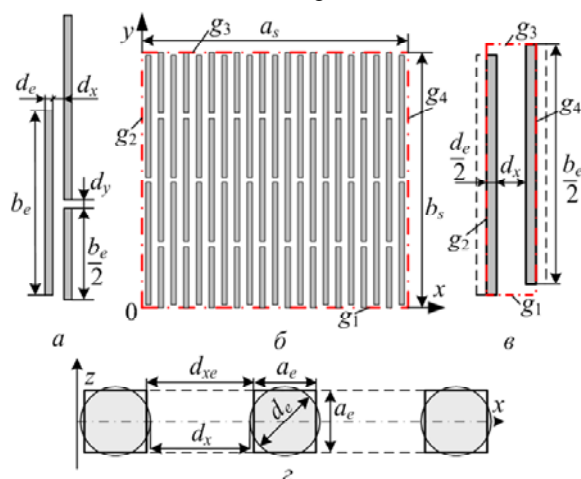


Рис. 2. Расчетная модель рабочей камеры

На рис. 2,а дана базовая тройка ФЭ с обозначением необходимого минимума размеров, которые могут варьироваться. Из этих элементов строится заполнение всей расчетной модели, как, например, на

рис. 2,б. В общем пространстве РК, из которого выделена расчетная модель, линии границ g_1 , g_2 , g_3 и g_4 должны рассматриваться как линии симметрии или периодичности. В принципе, минимальной может быть расчетная модель, показанная на рис. 2,в, но она не столь наглядна, как на рис. 2,б.

Ключевыми для формирования заполнения рабочей камеры являются диаметр d_e и высота b_e ФЭ, а также зазоры d_x и d_y между ними. У верхней и нижней границ располагаются половинки полных элементов.

Для полного воспроизведения расчетной модели (рис. 2,б) достаточно еще задать число элементов n_y по ее высоте. На рис. 2,б для наглядности дан вариант при $n_y = 2$, но правильные результаты получатся и при ином значении n_y – главное, чтобы соблюдались заявленные условия симметрии. Остальные параметры РК, включая и число элементов m_x по ширине РК, находились с условием, что $a_s \approx b_s$.

Для обеспечения работы программы FEMM составлен скрипт Lua, который автоматически рассчитывает параметры РК, строит ее геометрическую модель и организует дальнейшие расчеты, как это представлено, например, в [7] и ряде других работ авторов этой статьи.

В поперечном сечении расчетной модели (рис. 2,б) МП описывается уравнением (2) и рассчитывается как плоскопараллельное. Это значит, что по аксиальной координате структура модели не должна меняться, что не выполняется при круглых сечениях ФЭ в плоскости xz (рис. 2,с). Чтобы обойти это, круглые сечения заменяются квадратными со стороной a_e , определяемой из условия сохранения площади сечения, а именно: $a_e = 0,5\sqrt{\pi}d_e$. Соответственно пересчитывается эквивалентный зазор между элементами по ширине камеры $d_{xe} = d_x + d_e - a_e$.

Для расчетной модели вычисляются общая площадь поперечного сечения $S_s = a_s b_s$, а также ее часть, занятая ферромагнитными элементами $S_e = n_y m_x a_e b_e$. Тогда коэффициент заполнения рабочей камеры по площади поперечного сечения составляет: $K_{Fes} = S_e/S_s$.

Предполагается, что по аксиальной оси z (рис. 2,с) ФЭ распределены с той же плотностью, что и в поперечном сечении. Тогда по этой оси будет правомерным тот же коэффициент заполнения K_{Fes} , что будет учитываться при расчете МП в двухмерной постановке.

Общее заполнение объема РК ФЭ характеризует объемный коэффициент заполнения $K_{Fev} = K_{Fes}^2$.

Составляющие магнитной проницаемости по двум осям РК определяются через расчет магнитных полей, ориентированных по ним. Такие МП формируются посредством задания соответствующих граничных условий на границах расчетной модели РК (рис. 2,б) для ВМП A_z .

Граничные условия для формирования продольного МП имеют вид:

$$A_z|_{g_2} = 0; A_z|_{g_4} = B_{av}a_s; \frac{\partial A_z}{\partial y}|_{g_1} = 0; \frac{\partial A_z}{\partial y}|_{g_3} = 0. \quad (3)$$

Для формирования поперечного МП граничные условия меняются местами, а именно:

$$A_z|_{g_1} = 0; A_z|_{g_3} = B_{av}b_s; \frac{\partial A_z}{\partial x}|_{g_2} = 0; \frac{\partial A_z}{\partial x}|_{g_4} = 0. \quad (4)$$

В (3) и (4) фактором возбуждения МП является предполагаемое среднее значение МИ B_{av} в РК.

Внутри области расчетной модели (рис. 2,б) МП рассчитывается по программе FEMM методом конечных элементов посредством решения двухмерного дифференциального уравнения (2). При этом учитываются нелинейные магнитные свойства ФЭ, а также разреженная структура области расчета по аксиальной оси – посредством определенного коэффициента заполнения K_{Fes} .

Для тестового варианта взяты значения величин: $d_e = 1$ мм; $b_e = 23,8$ мм; $d_x = 1,43$ мм; $d_y = 1$ мм; $n_y = 1$. Расчетами по тривиальным формулам получено: $m_x = 9$; $a_s = 21,9$ мм; $b_s = 24,8$ мм; $a_e = 0,89$ мм; $d_{xe} = 1,54$ мм; $K_{Fes} = 0,35$; $K_{Fev} = 0,122$. Именно для такой структуры расчетной модели на рис. 3 изображены картины МП при продольном (а) и поперечном (б) возбуждении.

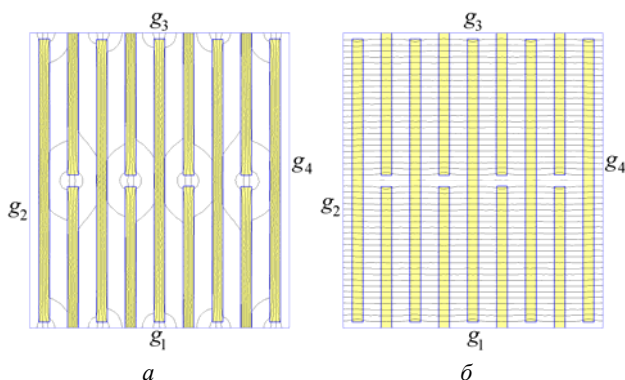


Рис. 3. Расчетная модель с картинами продольного (а) и поперечного (б) магнитных полей

По магнитному полю определяются координатные составляющие его напряженности H_x и H_y по осям x и y , а по ним – падения магнитного напряжения по вертикальной и горизонтальной линиям:

$$U_{magd} = \int_0^{b_s} H_y dy; \quad U_{magq} = \int_0^{a_s} H_x dx. \quad (5)$$

Тогда средние значения составляющих этой напряженности по соответствующим осям:

$$H_{yav} = U_{magd} / b_s; \quad H_{xav} = U_{magq} / a_s \quad (6)$$

дают продольную и поперечную составляющие магнитной проницаемости для эквивалентной среды:

$$\mu_{rd} = \frac{B_{av}}{H_{yav}} \cdot \frac{1}{\mu_0}; \quad \mu_{rq} = \frac{B_{av}}{H_{xav}} \cdot \frac{1}{\mu_0}. \quad (7)$$

Использование здесь магнитной постоянной μ_0 позволяет сразу перейти к относительной магнитной проницаемости (для идентификации этого добавлен индекс r).

Программа FEMM обеспечивает получение значений величин U_{magd} , U_{magq} , H_{yav} и H_{xav} с помощью специальной процедуры, включенной в скрипт Lua. В итоге получено: $U_{magd} = 1420$ А; $H_{yav} = 19090$ А/м; $\mu_{rd} = 10$; $U_{magq} = 8640$ А; $H_{xav} = 122600$ А/м; $\mu_{rq} = 1,5$.

В общей области расчета (рис. 1) магнитное поле описывается тем же уравнением (2) с заданием в РК выявленной магнитной анизотропии по продольной и поперечной осям. Распространение МП ограничива-

ется внешней поверхностью сердечника индуктора, где задано граничное условие Дирихле: $A_z = 0$.

В качестве примера на рис. 1 показано векторное поле МИ, полученное в режиме нагрузки при уже обусловленных значениях магнитной проницаемости, времени и угла $\beta = 45^\circ$. При этом значение тока I_s составляло 455 А при фазном напряжении обмотки статора U_s , равном 220 В. В центральной точке рабочей камеры МИ составила 0,36 Тл.

Количественно-фазовые соотношения электромагнитных величин в ИМП. Определение или задание указанных соотношений является важным и необходимым при расчете представляемых далее электромагнитных параметров и характеристик ИМП.

По результатам расчета МП программными средствами FEMM [5] получается ЭММ через тензор магнитного натяжения Максвелла по формуле [9]:

$$M_{em} = \frac{l_a}{\mu_0(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} B_r B_\alpha r dS, \quad (8)$$

где B_r и B_α – радиальная и угловая составляющие МИ; r_r и r_s – радиусы окружностей, ограничивающих площадь сечения зазора S_δ со сторон РК и статора.

Основой анализа электромагнитных величин ИМП является оперирование с магнитным потокоцеплением (МПС) фазной обмотки статора. Эта величина вычисляется по распределению ВМП [9] через численную реализацию выражения:

$$\Psi = \frac{N_s I_a}{S_\phi} \int A_z dS \approx \frac{N_s I_a}{S_\phi} \sum_{j=1}^{K_\phi} A_{z,av,j} \Delta S_j, \quad (9)$$

где S_ϕ , K_ϕ – площадь сечения всех конечных элементов с током в фазной зоне обмотки статора и число таких элементов; $A_{z,av,j}$ – среднее значение ВМП в j -том элементе площади ΔS_j .

В программе FEMM есть специальная процедура, обеспечивающая определение МПС (9), которая автоматизирована под управлением скриптом Lua [5, 9].

После расчета МП при его фиксированной структуре «маска» фазной обмотки статора условно располагается поочередно в пазах статора в разных угловых позициях α_k со сдвигом на зубцовое деление.

В каждой позиции «маски», аналогично изложенному в [10], определяется МПС по формуле (9) по всем пазам фазной обмотки и получается дискретная угловая функция МПС:

$$\Psi_k(\alpha_k), \quad k=1,2,\dots,K, \quad (10)$$

где достаточное число позиций $K = Q_s/2$.

Эта периодическая функция раскладывается в гармонический ряд Фурье [9, 10], но для цели данной статьи достаточно первой гармоники МПС:

$$\Psi = \Psi_m \cos(\alpha + \gamma_\Psi). \quad (11)$$

Ввиду вращения МП с угловой скоростью $\Omega_s = \omega/p$ в (11) делается замена α на $\Omega_s t$, и для неподвижной фазной обмотки МПС становится временной функцией:

$$\Psi = \Psi_m \cos(\omega t + \gamma_\Psi). \quad (12)$$

Соответственно закону электромагнитной индукции из (12) получается ЭДС фазной обмотки:

$$e = \omega \Psi_m \cos(\omega t + \gamma_{\Psi} - \pi/2), \quad (13)$$

где выделяются ее амплитуда $E_m = \omega \Psi_m$ и начальная фаза $\gamma_e = \gamma_{\Psi} - \pi/2$.

Тогда действующее значение ЭДС фазной обмотки статора:

$$E_a = \sqrt{2} \pi f_s \Psi_m. \quad (14)$$

Учитываемый набор электрических величин в фазной обмотке статора представим с помощью схемы замещения, которая изображена на рис. 4.

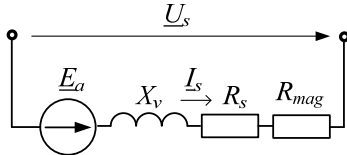


Рис. 4. Электрическая схема замещения фазной обмотки статора

Кроме фазных напряжения U_s и тока I_s на рис. 4 расположен идеальный источник уже определенной ЭДС E_a , а также идеальные индуктивный и резистивный элементы, характеризующиеся соответствующими сопротивлениями: активные сопротивления R_s и R_{mag} отображают электрические и магнитные потери мощности, реактивное сопротивление X_v – лобовое рассеяние МП обмотки статора. Прочие потоки рассеяния учтены уже в МПС Ψ (9), определяемом по всему МП в прямолинейной части обмотки статора.

Сопротивления R_s и X_v вычисляются соответственно классическим методам расчета ТАД [6].

Для учета мощности магнитных потерь P_{mag} в схему на рис. 4 и введено активное сопротивление:

$$R_{mag} = \frac{P_{mag}}{m_s I_s^2}, \quad (15)$$

а эта мощность определяется в сердечнике статора по уточненной методике [11] после расчета МП.

Для схемы замещения (рис. 4) уравнение равновесия напряжений в символической форме имеет вид:

$$\underline{U}_s = -\underline{E}_a - \underline{E}_v + \underline{U}_R, \quad (16)$$

где представлены ЭДС от магнитного потока лобового рассеяния и падение напряжения на активных сопротивлениях

$$\underline{E}_v = -jX_v I_s; \quad \underline{U}_R = (R_s + R_{mag}) I_s. \quad (17)$$

Количественные и фазовые соотношения уже упомянутых и еще ряда электромагнитных величин предоставим с помощью векторной диаграммы (ВД) на рис. 5,а. Она строится по выявленным соотношениям электромагнитных величин в ИМП с соблюдением общепринятых правил электротехники.

Отсчет угловых координат проводится от продольной оси РК d , которая, как и на рис. 1, проведена вертикально. Относительно нее под заданным углом β проводится вектор тока \underline{I}_s , и под углом начальной фазы $\gamma_{\Psi a}$, находящейся в (12), проводится вектор МПС $\underline{\Psi}_a$. Вектор МПС лобовой части обмотки $\underline{\Psi}_v$ параллелен вектору \underline{I}_s . Вектор ЭДС \underline{E}_a соответственно (13) отстает по фазе от $\underline{\Psi}_a$ на 90° , поэтому входящий в (16) вектор $-\underline{E}_a$ опережает $\underline{\Psi}_a$ на 90° . Согласно (17), вектор $-\underline{E}_v$ перпендикулярен, а вектор \underline{U}_R параллелен вектору тока \underline{I}_s . Вектор напряжения \underline{U}_s строится на основе

суммирования векторов по (16). Относительно вектора тока \underline{I}_s векторы $-\underline{E}_a$ и \underline{U}_s получили опережающие фазовые сдвиги φ_{Ea} и φ_s , соответственно.

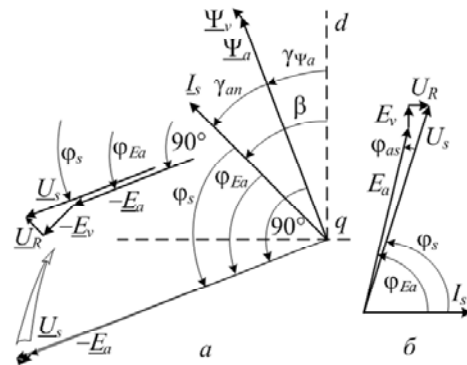


Рис. 5. Векторная диаграмма электрических и магнитных величин фазной обмотки статора

Значение ЭДС E_a находится по (14), а по ВД находится упомянутый угол

$$\varphi_{Ea} = 90^\circ - \gamma_{an} = 90^\circ - \beta + \gamma_{\Psi a}. \quad (18)$$

Тогда можно найти \underline{U}_s и φ_s . Для наглядности этого используется упрощенный (повернутый и без масштаба) фрагмент ВД (рис. 5,б).

Активная и реактивная составляющие ЭДС E_a :

$$E_{a,a} = E_a \cos \varphi_{Ea}; \quad E_{a,r} = E_a \sin \varphi_{Ea}. \quad (19)$$

Аналогичные составляющие напряжения U_s :

$$U_{s,a} = E_{a,a} - U_R; \quad U_{s,r} = E_{a,r} - E_v \quad (20)$$

дают действующее значение фазного напряжения и его фазовый сдвиг относительно тока:

$$U_s = \sqrt{U_{s,a}^2 + U_{s,r}^2}; \quad \varphi_s = \arctg(U_{s,r}/U_{s,a}). \quad (21)$$

В качестве примера представим результаты тестового расчета, проведенного применительно к рис. 1: $P_{mag} = 1906$ Вт; $R_{mag} = 0,00304$ Ом; $\Psi_a = 0,938$ Вб; $\gamma_{\Psi a} = 21,09^\circ$; $E_a = 208$ В; $\varphi_{Ea} = 66,09^\circ$; $\varphi_s = 65,77^\circ$; $E_v = 10,1$ В; $U_R = 6,8$ В; $M_{em} = 324$ Н·м. Отдельно определены значения $R_s = 0,00968$ Ом и $X_v = 0,022$ Ом.

Именно по таким данным априори показана на рис. 1 картина распределения МИ и построена ВД на рис. 5,а. Дополнительно на рис. 6 изображена картина силовых линий МП и взаимное соответствие упоминавшихся углов поворота разных величин для рассмотренного режима нагрузки ИМП.

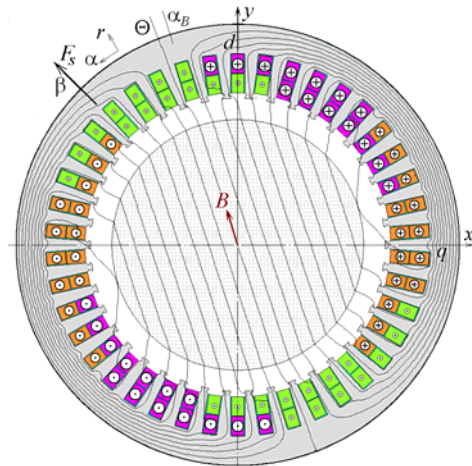


Рис. 6. Картина МП в виде силовых линий и угловые отметки для разных величин

Обращает на себя внимание тот факт, что угол γ_{ψ_a} получился существенно меньше, чем β . В то же время было выявлено, что при задании $\beta = 0$, значение γ_{ψ_a} получилось также равным нулю и это соответствовало режиму ХХ, так как ЭММ по (8) был равен нулю. Угол поворота вектора МПС $\underline{\Psi}_a$ от режима ХХ в режим нагрузки, согласно теории синхронных машин [8], это угол нагрузки. Поэтому угол γ_{ψ_a} на рис. 5,а – не что иное, как угол нагрузки ИМП, т.е. $\Theta = \gamma_{\psi_a}$, что отображено и на рис. 6.

По координатным составляющим вектора МИ в центре РК определен угол поворота вектора \vec{B} :

$$\alpha_B = \arctg(B_x / B_y), \quad (22)$$

который составил $15,1^\circ$.

Энергетические параметры ИМП. После расчета МП и определения количественных и фазовых соотношений электромагнитных величин уже достаточно просто можно вычислить энергетические параметры ИМП.

Мощность электромагнитная в электрическом выражении:

$$P_{em} = m_s E_a I_s \cos \varphi_{Ea}. \quad (23)$$

С другой стороны, мощность электромагнитная в механическом выражении может рассматриваться как выходная или полезная мощность:

$$P_{em} = P_{out} = M_{em} \Omega_s. \quad (24)$$

Мощность входная или затраченная:

$$P_s = m_s U_s I_s \cos \varphi_s, \quad (25)$$

где коэффициент мощности $\cos \varphi_s$ определяется по вычисленному в соответствии с (21) фазовому сдвигу напряжения и тока обмотки статора.

Потери мощности составляют из мощности электрических потерь в обмотке статора

$$P_{el} = m_s R_s I_s^2 \quad (26)$$

и упоминавшейся мощности магнитных потерь P_{mag} в сердечнике статора.

Коэффициент полезного действия (КПД) ИМП:

$$\eta = P_{out} / P_{in}. \quad (27)$$

Характеристики ИМП. Представленная теоретическая база позволяет рассчитать целый ряд характеристик ИМП, связывающих его электромагнитные и энергетические параметры, а также фазовые соотношения соответствующих величин в режиме изменяющейся нагрузки. Из множества фигурирующих величин при изучении характеристик традиционно выделяются базовые, а остальные анализируются.

В ИПМ к базовым можно отнести напряжение U_s и ток I_s обмотки статора, являющиеся для него входными величинами. При этом возможны два варианта эксплуатации с изменением нагрузки:

1) неизменным поддерживается действующее значение тока I_s , а напряжение и прочие величины рассчитываются;

2) неизменным поддерживается действующее значение напряжения U_s , а ток и иные величины рассчитываются.

В первом случае возможна эффективная эксплуатация ИМП на предельно допустимом уровне по электрическим потерям мощности обмотки статора и

ее нагреву, однако необходим соответствующий регулятор напряжения. Во втором случае для питания можно использовать имеющуюся электросеть, но обмотка статора и ИМП могут работать в заданном диапазоне нагрузки с недостаточным использованием.

В данной работе рассматривается первый вариант эксплуатации ИМП – со стабилизацией значения тока обмотки статора, оставив второй вариант для продолжения исследований в следующих работах.

При стабильном значении тока обмотки статора изменение механической нагрузки при изменении заполнения РК приводит к изменению ЭММ за счет изменения угла нагрузки и других фазовых соотношений. Из них для расчета характеристик варьируемой величиной – аргументом удобно принять угол обобщенной начальной фазы токов обмотки статора β , входящий в (1).

Тогда решение задачи расчета характеристик становится достаточно простым: при задании действующего значения тока I_s и угла β проводится расчет МП и по методике, выражающейся формулами от (1) до (27) получается целый ряд необходимых величин.

Для получения различных характеристик из рассчитанных числовых массивов разных величин впоследствии какие-то можно принимать в качестве самостоятельного аргумента, а из прочих – назначать интересные расчетчика функции.

В конкретном расчетном примере характеристик принято базовое значение тока $I_s = 455$ А, которое уже использовалось в тестовом расчете при $\beta = 45^\circ$ и $U_s = 220$ В.

Чтобы получить полные характеристики, принят диапазон угла β от 0 до 90° , который для достаточной «гладкости» графиков проходил с шагом 5° .

Основная часть полученных характеристик представлена на рис. 7 – 10. Их суть проявляется обозначенными на графиках величинами.

Обратим внимание на то (рис. 8), что углы β и Θ совпадают по значениям в крайних точках – 0 и 90° . В этом случае ЭММ равен нулю, то есть имеет место режим ХХ. Максимальное значение ЭММ соответствует углу $\beta = 46^\circ$ (рис. 7), и при этом критический угол нагрузки Θ_{cr} составляет $22,5^\circ$ (рис. 8).

По теории синхронных машин в диапазоне угла Θ от 0 до Θ_{cr} режим работы ИМП является устойчивым. Чтобы иметь двукратный запас по ЭММ, номинальным можно считать угол нагрузки Θ_{nom} , равный примерно 7° , что отвечает углу $\beta = 17-18^\circ$.

На рис. 7 видно, что от ХХ до этого угла напряжение, МПС, ЭДС и сопротивление R_{mag} примерно стабильны – при некотором уменьшении с ростом нагрузки ИМП. То же можно сказать о магнитных потерях (рис. 9), а электрические потери неизменны по определению, ввиду стабильности тока.

Электромагнитная мощность в электрическом (23) и механическом (24) выражениях численно оказалась идентичной (рис. 9), что можно рассматривать как проверку правильности полученных фазовых соотношений электрических величин. Форма графиков этих мощностей, естественно, подобна графику ЭММ.

Характеристики коэффициента мощности и КПД (рис. 10) показывают естественный их рост с ростом

нагрузки ИМП. Уровень КПД в диапазоне устойчивой работы соответствует классическим электрическим машинам малой и средней мощности. А вот уровень коэффициента мощности оказывается весьма малым, что объясняется наличием больших немагнитных зазоров и маломагнитной средой в РК.

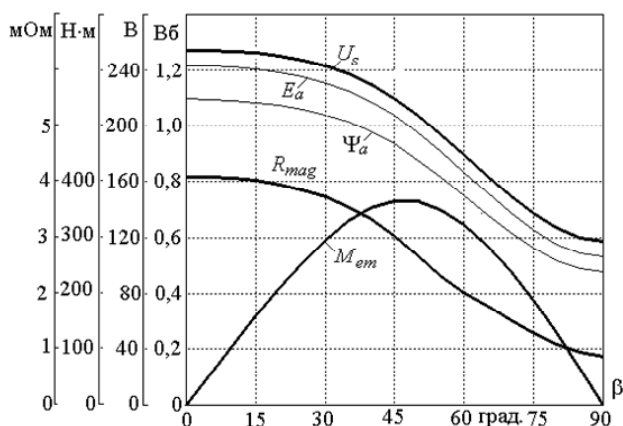


Рис. 7. Характеристики напряжения, МПС, ЭДС, ЭММ и активного сопротивления для учета магнитных потерь

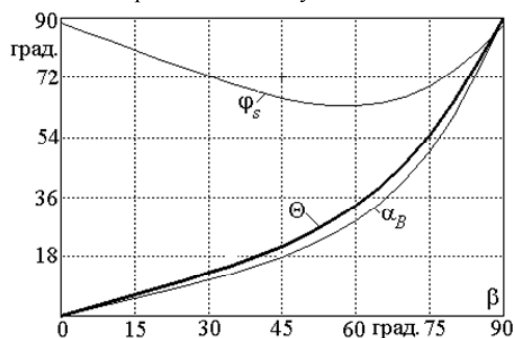


Рис. 8. Характеристики фазовых соотношений в ИМП

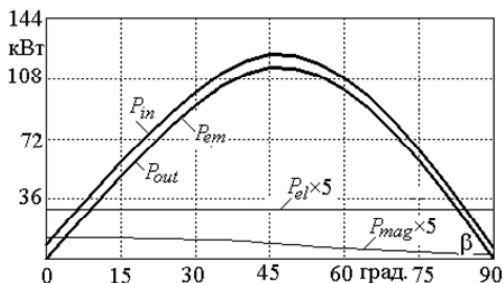


Рис. 9. Характеристики мощностей и потерь мощности

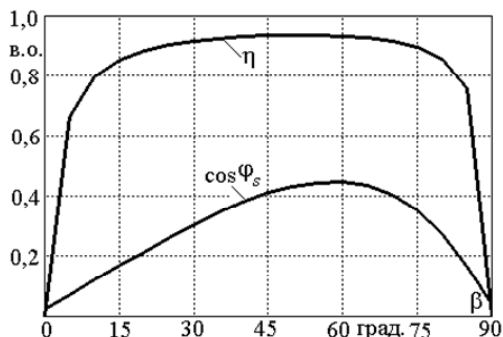


Рис. 10. Характеристики коэффициента мощности и КПД

Выводы.

1. Численно-полевой расчет позволяет достаточно точно учитывать геометрические формы сердечника статора ИМП, его нелинейные магнитные свойства и

анизотропию магнитных свойств рабочей камеры с продолговатыми ферромагнитными элементами.

2. Рассмотренные фазовые соотношения электромагнитных и силовых величин показывают, что по принципу действия в составе устройства по обработке разных веществ ИМП наиболее близок к синхронному реактивному двигателю.

3. Одним из ключевых элементов разработанных теории и методики расчетов электромагнитных параметров, их фазовых соотношений и характеристик ИМП является предложенный метод учета магнитной анизотропии его рабочей камеры с наполнением ферромагнитными элементами.

4. На участке устойчивой работы в энергетическом отношении ИМП характеризуется достаточно высоким КПД и весьма низким значением коэффициента мощности. Последнее связано с наличием в магнитной системе индуктора больших зазоров и маломагнитной среды в рабочей камеры.

5. Разработанная методика численно-полевых расчетов характеристик дает много полезной информации, которую можно использовать для проектирования и совершенствования ИМП.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Логвиненко Д.Д., Шеляков О.П. Интенсификация технологических процессов в аппаратах с вихревым слоем. – К.: Техника, 1976. – 144 с.
2. Загирняк М.В., Бранспиз Ю.А., Шведчикова И.А. Магнитные сепараторы. Проблемы проектирования: Монография. – К.: Техника, 2011. – 224 с.
3. Компания GlobeCore / Аппарат Вихревого Слоя АВС-100. – Режим доступа: <https://avs.globecore.ru/products/avs-100.html>. – Дата звертання: 30 вересня 2017.
4. Мілих В.І., Шилкова Л.В., Ревуженко С.А. Чисельний аналіз магнітного поля циліндричного трифазного індуктора магнітного сепаратора // Вісник Національного технічного університету «ХП». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2017. – №1(1223). – С. 76-82.
5. Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. – Режим доступа: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions/>. – Дата звертання: 15.06.2017.
6. Копылов И.П., Горяинов Ф.А., Клоков Б.К. Проектирование электрических машин. – М.: Юрайт, 2011. – 767 с.
7. Мілих В.І. Система автоматизованого формування розрахункових моделей електричних машин для програмного середовища FEMM // Технічна електродинаміка. – 2018. – №4. – С. 74-78. doi: 10.15407/techned2018.04.074.
8. Вольдек А.И., Попов В.В. Электрические машины. Машины переменного тока. – СПб.: Питер, 2010. – 356 с.
9. Милых В.И., Полякова Н.В. Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей // Электротехника і електромеханіка. – 2006. – №2. – С. 40-46.
10. Милых В.И. Численно-полевой анализ адекватности проектных данных трехфазных асинхронных двигателей и метод их уточнения на этой основе // Технічна електродинаміка. – 2018. – №1. – С. 47-55. doi: 10.15407/techned2018.01.047.
11. Мілих В.І., Шилкова Л.В. Чисельно-польовий аналіз потужності магнітних втрат в трифазному індукторі магнітного поля // Вісник Національного технічного університету «ХП». Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2019. – №4(1329). – С. 99-106. doi: 10.20998/2409-9295.2019.4.15.

REFERENCES

1. Logvinenko D.D., Sheljakov O.P. *Intensifikacija tehnologicheskikh processov v apparatah s vihrevym sloem* [Intensification of technological processes in apparatus with a vortex layer]. Kiev, Tehnika Publ, 1976. 144 p. (Rus.)
2. Zagirnyak M.V., Branspiz Yu.A., Shvedchikova I.A. *Magnitnye separatory. Problemy proektirovaniya*. [Magnetic separators. Design issues]. Kiev, Tehnika Publ, 2011. 224 p. (Rus.)
3. *Kompanija GlobeCore. Apparat Vihrevogo Sloja AVS-100*. [Company GlobeCore. Vortex Layer Machine ABC-100]. Available at: <https://avs.globecore.ru/products/avs-100.html> (accessed 30.09.2017).
4. Milykh V.I., Shilkova L.V., Revuzhenko S.A. Numerical analysis of the magnetic field of a cylindrical three-phase magnetic separator inductor. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion»*, 2017, no.1(1123), pp. 76-82. (Ukr.)
5. *Finite Element Method Magnetics: OldVersions*. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions> (accessed 15.06.2017).
6. Kopylov I.P., Goryainov F.A., Klokov B.K. *Proektirovanie elektricheskikh mashin* [The design of electrical machines]. Moscow, Yurait Publ., 2011. 767 p. (Rus.)
7. Milykh V.I. The system of automated formation of electrical machines computational models for the FEMM software environment. *Technical Electrodynamics*, 2018, no.4, pp. 74-78. (Ukr.) doi: [10.15407/techned2018.04.074](https://doi.org/10.15407/techned2018.04.074).
8. Voldek A.I., Popov V.V. *Elektricheskie mashiny. Mashiny peremennogo toka* [Electrical machines. AC machines]. SPb, Piter Publ., 2010. 356 p. (Rus.)
9. Milykh V.I., Polyakova N.V. Determination of electromagnetic parameters of electric machines based on numerical calculations of magnetic field. *Electrical engineering & electromechanics*, 2006, no.2, pp. 40-46. (Rus.)
10. Milykh V.I. Numerically-field analysis of the adequacy of the design data of three-phase induction motors and the method of their refinement on this basis. *Technical Electrodynamics*, 2018, no.1, pp. 47-55. (Rus) doi: [10.15407/techned2018.01.047](https://doi.org/10.15407/techned2018.01.047).
11. Milykh V.I., Shilkova L.V. The numeral-field analysis of power of magnetic losses in the three-phase inductor of magnetic-field. *Bulletin of NTU «KhPI». Series: «Electric machines and electromechanical energy conversion»*, 2019, no.4(1329), pp. 99-106. (Ukr.) doi: [10.20998/2409-9295.2019.4.15](https://doi.org/10.20998/2409-9295.2019.4.15).

Поступила (received) 02.09.2019

Милых Владимир Иванович¹, д.т.н., проф.,
Шилкова Лариса Васильевна¹, аспирант,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 057 7076514,
e-mail: mvikemkpi@gmail.com, larisa_lv@ukr.net

V.I. Milykh¹, L.V. Shilkova¹

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Numerical-field analysis of the characteristics of a three-phase magnetic field inductor for the treatment of various substances with current stabilization.

Introduction. A three-phase magnetic field inductor (MFI) similar to the asynchronous motor stator, which provides processing of various substances, is considered. This is done by means of oblong ferromagnetic elements moving with a rotating magnetic field and located in its cylindrical working chamber. **Problem.** The aim of the work is to develop the theory and conduct practical calculations of the parameters and characteristics of the MFI that connect the electromagnetic quantities and their phase relationships in the mode of its load. **Methodology.** The studies are carried out on the basis of numerical calculations of the magnetic field in the MFI taking into account the ferromagnetic elements in its working chamber. The calculation model of the chamber is represented by a homogeneous anisotropic magnetic medium for which the method of determining different magnetic permeabilities by its longitudinal and transverse axes is given. In order to obtain the characteristics of the presented MFI, the method of determining the electromagnetic parameters and phase relationships of the quantities accompanying its operation has been developed. **Results.** The theory and results of numerical-field analysis of electromagnetic quantities, their phase relationships and corresponding characteristics of three-phase MFI are presented. Calculations of characteristics are made for the inductor load mode depending on the phase shift of the magnetomotive force of the stator winding relative to the longitudinal axis of the chamber and while ensuring the constant value of the current of this winding. The characteristics include magnetic flux coupling, EMF and stator winding voltage, phase shifts between them and current, electromagnetic moment, input and output power, electrical and magnetic loss power, power factor and efficiency. **Practical value.** The technique of numerical-field calculations of electromagnetic quantities and their phase relationships is developed, and also the set of characteristics which should promote designing and perfection of inductors of the considered type is received. The presented technique is universal as it allows to display their cores practically of any shape. References 11, figures 10.

Key words: magnetic field inductor, asynchronous motor stator, theory, numerical-field calculations, electromagnetic quantities, phase relationships, characteristics.

М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, А.С. Гриценко, В.А. Костюк

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ СТОЙКОСТИ ОПЫТНЫХ ОБРАЗЦОВ ПАНЕЛЕЙ ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА ТОПЛИВНОГО БАКА САМОЛЕТА К ПРЯМОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ НОРМИРОВАННЫХ КОМПОНЕНТ ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

Наведено результати досліджень термічної стійкості виготовлених в заводських умовах з необхідними покриттями випробувальних зразків (ВЗ) розміром 550 мм × 800 мм і товщиною від 1,2 до 4 мм плоских панелей з високоміцного алюмінієвого сплаву маркі В95 паливного бака розробляемого вітчизняного літака до прямої дії на них для зон 1А та 2А нормованих за вимогами нормативних документів США SAE ARP 5412 і SAE ARP 5416 А (D)-, В- і С - компонент струму штучної блискавки. Показано, що вказані ВЗ панелей паливного бака літака товщиною 1,2 мм, 1,5 мм і 1,8 мм для зони 1А та товщиною 1,2 мм і 1,5 мм для зони 2А не задовольняють вимогам термічної стійкості до прямої дії на них використуваних компонент струму штучної блискавки з нормованими амплітудно-часовими параметрами (АЧП). Розрахунково-експериментальним шляхом із застосуванням капілярного контролю встановлено, що для зон 1А та 2А пряма дія відповідних компонент струму штучної блискавки з нормованими АЧП на ВЗ панелей паливного бака літака вказаною товщиною призводить до їх наскрізного проплавлення, здатного викликати вибух паливної пари в баці літака, що розглядається, і його катастрофу. Бібл. 19, табл. 2, рис. 17.*

Ключові слова: блискавка, паливний бак літака, зразок панелі паливного бака, термічна блискавкостійкість, компоненти струму блискавки, генератор струму штучної блискавки, розрахунок, експеримент.

Приведены результаты исследований термической стойкости изготовленных в заводских условиях с необходимыми защитными покрытиями испытательных образцов (ИО) размером 550 мм × 800 мм и толщиной от 1,2 до 4 мм плоских панелей из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95 топливного бака разрабатываемого отечественного самолета к прямому воздействию на них для зон 1А и 2А нормированных по требованиям нормативных документов США SAE ARP 5412 и SAE ARP 5416 А (D)-, В- и С - компонент тока искусственной молнии. Показано, что указанные ИО панелей топливного бака самолета толщиной 1,2 мм, 1,5 мм и 1,8 мм для зоны 1А и толщиной 1,2 мм и 1,5 мм для зоны 2А не удовлетворяют требованиям термической стойкости к прямому действию на них используемых компонент тока искусственной молнии с нормированными амплитудно-временными параметрами (АВП). Расчетно-экспериментальным путем с применением капиллярного контроля установлено, что для зон 1А и 2А прямое действие соответствующих компонент тока искусственной молнии с нормированными АВП на ИО панелей топливного бака самолета указанной толщины приводит к их сквозному проплавлению, способному вызвать взрыв топливных паров в рассматриваемом баке самолета и его катастрофу. Библ. 19, табл. 2, рис. 17.*

Ключевые слова: молния, топливный бак самолета, образец панели топливного бака, термическая молниестойкость, компоненты тока молнии, генератор тока искусственной молнии, расчет, эксперимент.

Введение. При прямых ударах в летательные аппараты (ЛА) линейной молнии, развивающейся в атмосфере нашей планеты со среднестатистической частотой по всему земному шару до 100 разрядов в секунду [1], амплитудно-временные параметры (АВП) протекающего импульсного тока как непосредственно в плазменном канале ее разряда и наружных конструктивных элементах ЛА, так и в электрических цепях бортового радио- и электротехнического, а также радиоэлектронного оборудования ЛА могут принимать опасные уровни для электродинамической и термической стойкостей основных устройств и систем ЛА [2]. Согласно требований действующих нормативных документов США SAE ARP 5412 [3] и SAE ARP 5416 [4], относящихся к подвергаемым в полете прямым ударам линейной молнии объектам аэрокосмической техники, импульсный ток грозового атмосферного разряда содержит следующие три основные составляющие: импульсную А-, промежуточную В- и длительную С- компоненты. При этом нормируемые АВП импульсной А- компоненты тока молнии согласно [3, 4] принимают следующие численные значения: амплитуда тока $I_{mA} = \pm 200$ кА (при допуске $\pm 10\%$); интеграл действия тока $J_A = 2 \cdot 10^6$ А²·с (при допуске $\pm 20\%$); время t_{mA} , соответствующее амплитуде тока I_{mA} , составляет $t_{mA} \leq 50$ мкс; продолжительность τ_{pA}

протекания тока должна быть равной $\tau_{pA} \leq 500$ мкс. Аперидическая промежуточная В- компонента тока имитированной молнии имеет следующие АВП [3, 4]: средний ток $I_{LB} = \pm 2$ кА (при допуске $\pm 20\%$); переносимый электрический заряд $q_B = \pm 10$ Кл (при допуске $\pm 10\%$); продолжительность τ_{pB} протекания тока составляет $\tau_{pB} = 5$ мс (при допуске $\pm 10\%$). В рассматриваемом случае нормируемые АВП аперидической длительной С- компоненты тока молнии должны составлять следующие численные значения [3, 4]: амплитуда тока $I_{mC} = \pm (200-800)$ А; переносимый электрический заряд $q_C = \pm 200$ Кл (при допуске $\pm 20\%$); продолжительность τ_{pC} протекания тока составляет $\tau_{pC} = (0,25-1)$ с. Кроме того, модифицированная (укороченная) длительная С* - компонента тока молнии характеризуется следующими АВП [3, 4]: средний ток не менее $I_{LC*} = \pm 400$ А; продолжительность τ_{pC*} протекания тока составляет $\tau_{pC*} = (15-45)$ мс. Укажем, что при имитации в лабораторных условиях полного тока линейной молнии и натуральных испытаниях на молниестойкость ЛА вместо А- компоненты может использоваться D- компонента, имеющая следующие АВП [3, 4]: амплитуда тока $I_{mD} = \pm 100$ кА (при допуске $\pm 10\%$); интеграл действия тока $J_D = 0,25 \cdot 10^6$ А²·с (при

допуске $\pm 20\%$); время t_{mD} , соответствующее амплитуде тока I_{mD} , составляет $t_{mD} \leq 25$ мкс; продолжительность τ_{pD} протекания тока должна быть равной $\tau_{pD} \leq 500$ мкс.

В настоящее время в Украине и странах Восточной Европы только НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» обладает действующим мощным высоковольтным сильноточным генератором тока молнии (ГТМ), обеспечивающим воспроизведение всех указанных выше компонент тока линейной молнии с нормированными по [3, 4] АВП на испытываемых на молниестойкости объектах авиационной и ракетно-космической техники [5-7]. Данный ГТМ типа УИТОМ-1 был разработан и создан в 2007 г. сотрудниками НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» [5]. Стационарный ГТМ типа УИТОМ-1 номинальной энергоемкостью до 1,2 МДж (при его стоимости не менее 1,2 млн. \$USA [8]), содержащий в своем составе 5 отдельных и синхронно работающих на общую электрическую нагрузку мощных высоковольтных генераторов импульсных токов (ГИТ) на электрическое напряжение от ± 5 кВ до ± 50 кВ [5], размещен на высоковольтном испытательном полигоне площадью 21 га указанного института, территориально расположенном в живописном лесном массиве в 75 км на юг от г. Харькова вблизи п.г.т. Андреевка.

Задачи обеспечения электродинамической и термической стойкостей различных ЛА (самолетов, ракетносителей и др.) к прямому воздействию в земной воздушной атмосфере на их металлические (композиционные) конструкции, бортовые устройства и системы мощных грозовых разрядов являются актуальными во всех промышленно развитых странах мира и представляющими большой практический интерес.

Целью статьи является выполнение расчетно-экспериментального определения термической стойкости стенок дюралюминиевых панелей различной толщины топливного бака проектируемого в Украине самолета к прямому воздействию на них нормированных компонент тока искусственной молнии.

1. Постановка задачи. Будем исходить из того, что на испытываемый на молниестойкость в разрядной цепи указанного высоковольтного сильноточного ГТМ типа УИТОМ-1 [5] опытный образец плоской панели из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95 (размером в плане 550 мм \times 800 мм и толщиной h стенки: 1,2 мм; 1,5 мм; 1,8 мм; 2 мм; 2,5 мм; 3 мм; 3,5 мм; 4 мм) топливного бака разрабатываемого отечественного самолета с необходимыми по технологическим требованиям двухсторонними защитными покрытиями воздействует сильноточный плазменный канал имитированного в лабораторных условиях грозового разряда для зон 1А (A -, B - и C^* - компоненты тока молнии [3, 4]) и 2А (D -, B - и C^* - компоненты тока молнии [3, 4]), для которых используемые компоненты тока искусственной молнии удовлетворяют нормированным по [3, 4] АВП. Считаем, что термическая стойкость испытываемого образца (ИО) панели топливного бака самолета определяется глубиной h_k лунки (кратера) проплавления стенки ИО в зоне привязки на его наружной плоской поверхности плазменного канала имитированного в атмосферном воздухе грозового разряда, имеющего цилиндриче-

скую форму [9]. Тогда условие термической стойкости исследуемых дюралюминиевых панелей топливного бака самолета к прямому действию на них воспроизводимой в условиях высоковольтной лаборатории молнии можно записать в следующем интегральном виде:

$$h_k < h. \quad (1)$$

Считаем, что в процессе прямого воздействия плазменного канала грозового разряда на опытный образец панели топливного бака самолета округлая зона его привязки радиусом r_k остается практически неподвижной относительно наружной плоской поверхности ИО. Допускаем, что объем V_k расплавленного током искусственной молнии металла (сплава) стенки ИО определяет объем и характер зоны ее термического повреждения от действия в указанном месте привязки канала данного грозового разряда. Расчетную оценку результатов термического действия удара имитированной молнии в ИО панели топливного бака самолета выполним в предположении неизменности в процессе этого скоротечного (длительностью не более 50 мс) удара теплофизических характеристик материала исследуемой панели топливного бака ЛА. Пусть температура T_0 окружающей исследуемые ИО панели топливного бака ЛА воздушной среды соответствует комнатной и равной 20 °С [10].

Опытную фоторегистрацию термической искры, проникающей сквозь стенку ИО панели топливного бака самолета при ее сквозном проплавлении плазменным каналом имитированной на ГТМ типа УИТОМ-1 молнии, будем осуществлять при помощи разработанного нами оригинального технологического приема, базирующегося на применении изоляционной светонепроницаемой камеры (СНК) в форме правильной пирамиды высотой около 1 м (рис. 1). При этом в зоне прямоугольного основания пирамидальной СНК жестко с использованием цельной резиновой прокладки закрепляется ИО (см. рис. 1), а в зоне ее вершины – фотокамера типа «Зенит-12ХР» с цветной пленкой «Kodak», имеющей светочувствительность не менее 200 единиц ISO. Предварительные опытные исследования показали, что для воспламенения топливных паров в баке самолета термическая искра импульсным путем должна выделять в них (парах) энергию, примерно равную не менее 200 мкДж.

Укажем, что наряду с расшифровкой данных фоторегистрации в СНК возможных искр при термическом прожоге каналом молнии стенок испытываемых образцов их молниестойкость после проведения лабораторных испытаний будет при необходимости определяться путем проведения отдельного капиллярного лабораторного контроля с целью выявления проникновения дефектоскопического пенетранта в точках подачи испытательных импульсов на эти образцы [4].

Принимаем, что при выполнении условия (1) геометрическая конфигурация лунки проплавления металла стенки панели топливного бака самолета имеет форму круглого конуса высотой h_k с основанием радиусом r_k на наружной поверхности панели и вершиной, направленной внутрь стенки, а при не выполнении условия (1) и небольшом сквозном про-

плавлении (прожоге) стенки ($h_k \geq h$) рассматриваемой панели от термического действия на нее молнии она приобретает форму усеченного круглого конуса с зоной его усечения на ее внутренней поверхности [11]. При значительном сквозном проплавлении (прожоге) стенки ($h_k \gg h$) панели топливного бака самолета геометрическая конфигурация лунки ее проплавления трансформируется в форму круглого цилиндра [11].

Используем подтвержденное собственными многочисленными опытными данными положение о том, что опасный для локального сквозного проплавления исследуемой стенки бака ЛА объем V_k расплавленного от прямого действия канала тока грозового разряда материала ИО панели топливного бака самолета определяется длительной C - или укороченной длительной C^* - компонентами нормированного тока искусственной молнии [7, 11]. Заметим, что с позиций термического действия на конструкционные элементы самолета A (D)- и B - компоненты нормированного тока искусственной молнии вызывают лишь не опасное для живучести ЛА во время грозы приповерхностное оплавление металлической стенки его обшивки [7, 11].

Для инициирования электрического пробоя воздушного промежутка длиной до 50 мм в двухэлектродной системе (ДЭС) «высоковольтный электрод-ИО» и формирования в воздухе над ИО плазменного канала искусственной молнии используем электрически взрывающуюся проволочку (ЭВП) [3, 4]. В качестве ЭВП применим тонкую медную проволочку диаметром 0,1 мм и длиной до 50 мм. Между плоской поверхностью ИО и краем ЭВП обеспечим наличие в ДЭС воздушного промежутка длиной не более 2 мм.

Требуется сначала осуществить по (1) приближенную расчетную оценку термической стойкости опытного образца указанной панели топливного бака самолета к прямому действию на него (образец) канала имитированной молнии, а затем с помощью ГТМ типа УИТОМ-1 [5] выполнить для зон 1А и 2А экспериментальную проверку термической молниестойкости ИО рассматриваемой панели к прямому удару в него плазменного канала искусственной молнии.

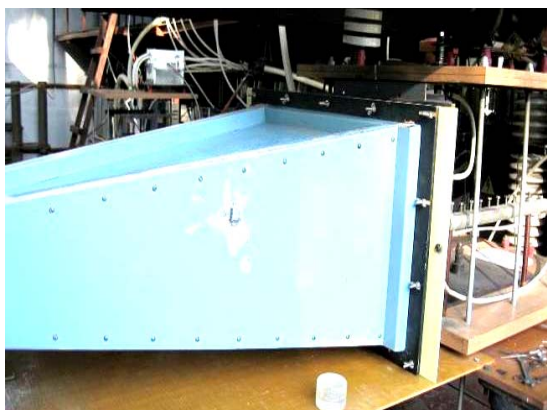


Рис. 1. Общий вид изоляционной пирамидальной СНК с вертикально закрепленным на ее торце ИО плоской панели размером в плане 550×800 мм и толщиной $h=3$ мм топливного бака самолета, гальванически подключенным к силовоточной разрядной цепи высоковольтной испытательной установки типа УИТОМ-1, до прямого воздействия на него плазменного канала разряда с импульсным током искусственной молнии с нормированными АВП

2. Расчетная оценка термической стойкости образцов панелей топливного бака самолета к току искусственной молнии. При расчетной оценке расплавленного цилиндрическим плазменным каналом с током искусственной молнии объема V_k материала стенки в ИО дюралюминиевой панели топливного бака самолета используем известное соотношение, имеющее следующий аналитический вид [12, 13]:

$$V_k = U_{ac} q_C d_0^{-1} [C_0(T_m - T_0) + C_m]^{-1}, \quad (2)$$

где U_{ac} – приэлектродное падение электрического напряжения в зоне ИО, выполняющего в ДЭС разрядной цепи установки типа УИТОМ-1 роль электрода-анода при заданной отрицательной полярности C (C^*)-компонент, B - компоненты и первых полувольт A (D)-компонент тока искусственной молнии, B ; q_C – количество электричества (заряда), переносимого C (C^*)-компонентами тока искусственной молнии, Кл; d_0 – плотность материала панели топливного бака самолета, кг/м³; C_0 – удельная теплоемкость материала панели топливного бака самолета, Дж/(кг·°C); C_m – удельная теплота плавления материала панели топливного бака самолета, Дж/кг; T_m – температура плавления материала панели топливного бака самолета, °C, T_0 – температура окружающей ИО воздушной среды, °C.

В табл. 1 в первом приближении с использованием количественных данных из [7, 14, 15] приведены основные теплофизические характеристики для алюминиевого сплава марки В95 исследуемых опытных панелей топливного бака разрабатываемого самолета.

Таблица 1
Основные теплофизические характеристики материала опытных дюралюминиевых панелей топливного бака проектируемого самолета [7, 14, 15].

Характеристика	Размерность	Значение
U_{ac}	В	8,2
d_0	кг/м ³	2790
C_0	Дж/(кг·°C)	920
T_m	°C	638
C_m	Дж/кг	$390 \cdot 10^3$

Используя в первом приближении коническую форму лунки (кратера) проплавления плоской стенки панели топливного бака ЛА объемом $V_k = \pi r_k^2 h_k / 3$, с учетом (2) для ее глубины h_k в исследуемой стенке от прямого термического действия на нее плазменного канала радиусом r_k грозового разряда имеем:

$$h_k = 3(\pi r_k^2)^{-1} U_{ac} q_C d_0^{-1} [C_0(T_m - T_0) + C_m]^{-1}. \quad (3)$$

Для оценочного расчета радиуса r_k (м) канала имитированного грозового разряда с укороченной длительной C^* - компонентой тока молнии в его округлой опорной зоне на наружной плоской поверхности исследуемой панели топливного бака ЛА используем следующую эмпирическую зависимость [7, 16]:

$$r_k = 0,11 \cdot 10^{-3} (I_{mC^*})^{1/2}, \quad (4)$$

где I_{mC^*} – модуль максимального значения силы тока для укороченной длительной C^* - компоненты тока искусственной молнии в плазменном цилиндрическом канале разряда, переносимой электрический заряд q_{C^*} .

Тогда применительно к протеканию в канале искусственной молнии укороченной длительной C^* -компоненты тока из (3) и (4) для глубины h_k (м) конической лунки проплавления в стенке исследуемой панели топливного бака ЛА в окончательном виде получаем следующее приближенное соотношение:

$$h_k = 78,92 \cdot 10^6 (I_{mC^*} d_0)^{-1} U_{ac} q_{C^*} [C_0(T_m - T_0) + C_m]^{-1}. \quad (5)$$

Для оценки работоспособности при $T_0=20$ °С полученного расчетного соотношения (5), определяющего при прямом ударе молнии в самолет глубину h_k лунки проплавления в стенке рассматриваемой плоской панели его топливного бака, используем численные данные, приведенные в табл. 1, а также следующие исходные параметры, соответствующие условиям проведения для зон 1А и 2А термических испытаний на молниестойкость ИО на установке типа УИТОМ-1: $I_{mC^*}=1000$ А; $q_{C^*}=6,1$ Кл. После подстановки указанных исходных данных в (5) получаем, что искомая величина h_k принимает численное значение, равное примерно 1,48 мм. Отсюда с учетом (1) и выполненной по (5) расчетной оценки h_k для определения термической стойкости плоской панели толщиной h топливного бака самолета к прямому удару в нее канала грозового разряда с укороченной длительной C^* -компонентой тока искусственной молнии можно предвзято заключить, что исследуемые дюралюминиевые панели указанного бака толщиной h стенки 1,2 мм и 1,5 мм с большой вероятностью, а при $h=1,8$ мм с возможной долей вероятности могут не удовлетворять принятому условию их термической стойкости к действию нормированного импульсного тока молнии.

3. Оборудование для экспериментальной проверки термической молниестойкости образцов панелей топливного бака самолета. Данную проверку осуществим путем размещения указанных ИО дюралюминиевых панелей топливного бака самолета в разрыв силовоточной разрядной цепи ГТМ типа УИТОМ-1, общий вид которого приведен на рис. 2.



Рис. 2. Общий вид высоковольтной силовоточной испытательной установки типа УИТОМ-1 (разработчик – НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ»), моделирующей на ИО металлической панели топливного бака отечественного самолета прямое воздействие основных компонент тока искусственной молнии (на переднем плане находится рабочий стол с трехэлектродным управляемым воздушным коммутатором на электрическое напряжение ± 50 кВ и системой воздушной вытяжки, а на заднем плане – мощные высоковольтные генераторы ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С и ГИТ-С*) [5, 6]

На рис. 3 показаны электрические схемы замещения разрядных цепей пяти мощных высоковольтных генераторов ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С и ГИТ-С* испытательной установки типа УИТОМ-1, моделирующих соответственно А-, Д-, В-, С- и С*-компоненты тока искусственной молнии и синхронно работающих на общую малоиндуктивную и низкоомную сосредоточенную $R_L L_L$ – нагрузку ($R_L=50$ мОм; $L_L=1$ мкГн) [5, 6]. Видно, что в разрядной цепи используемого ГТМ последовательно с указанным эквивалентом электрической нагрузки включено активное сопротивление $R_S=0,158$ мОм низкоомного измерительного шунта типа ШК-300М1, прошедшего государственную метрологическую аттестацию в ГП «Харьковстандартметрология» (свидетельство о поверке средства измерительной техники №06/4113 от 14.04.2017 г.). В табл. 2 приведены основные технические характеристики шунта типа ШК-300М1 [7, 17].

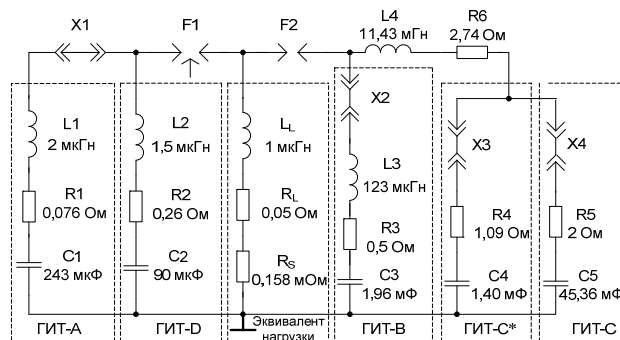


Рис. 3. Электрические схемы замещения разрядных цепей пяти отдельных высоковольтных ГИТ (ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С и ГИТ-С*) и мощного ГТМ типа УИТОМ-1 в целом с одной общей электрической активно-индуктивной $R_L L_L$ – нагрузкой (F_1, F_2 – трех- и двухэлектродный воздушные силовоточные коммутаторы на напряжение ± 50 кВ и ± 5 кВ соответственно; $X1-X4$ – электрические переключки; $R_S=0,158$ мОм – активное сопротивление измерительного коаксиального шунта типа ШК-300М1; $R1-R5, L1-L3$ – собственные электрические параметры цепей ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С* и ГИТ-С; $R6, L4$ – электрические параметры формирующих элементов для цепей ГИТ-С и ГИТ-С*) [5, 6]

Таблица 2
Технические характеристики высоковольтного силовоточного измерительного шунта ШК-300М1 [17, 18]

Наименование шунта	Значение характеристики		
	R_S , мОм	K_S , А/В	Масса, кг
ШК-300М1	0,158±1 %	$K_{SA}=12625$	3,1
		$K_{SC}=6312$	

Примечание. $K_S=2/R_S$ – коэффициент преобразования шунта, А/В; K_{SA} – коэффициент преобразования шунта при измерении в разрядной цепи ГТМ АВП А- и Д- компонент тока искусственной молнии, А/В (с коаксиального разъема 1:1 специального делителя напряжения (СДН) типа СДН-300); K_{SC} – коэффициент преобразования шунта при измерении в разрядной цепи ГТМ АВП В-, С- и С*- компонент тока искусственной молнии, А/В (с коаксиального разъема 1:2 согласованно включенного делителя напряжения СДН-300).

На рис. 4 приведен общий вид измерительного дискового коаксиального шунта типа ШК-300М1, а на рис. 5 – вид данного шунта в сборе с экранированной коаксиальной линией связи измерительного тракта и согласованно включенным в этот тракт делителем

напряжения СДН-300, коаксиальные разъемы 1:1 и 1:2 которого подключаются к коаксиальным входам трех цифровых запоминающих осциллографов (ЦЗО) для регистрации АВП A (D)-, B - и C (C^*)- компонент тока искусственной молнии. В качестве ЦЗО были использованы осциллографы типа Tektronix TDS 1012, прошедшие метрологическую поверку в ГП «Харьковстандартметрология» (например, сертификат калибровки №08/2128K от 16.05.2017 г.) и размещенные в заглубленном измерительном металлическом бункере, удаленном от установки УИТОМ-1 для уменьшения влияния помех на расстоянии 60 м [7, 17].



Рис. 4. Общий вид измерительного дискового шунта коаксиальной конструкции типа ШК-300М1, устанавливаемого в силовоточной разрядной цепи высоковольтной испытательной установки типа УИТОМ-1 и используемого для одновременной регистрации на экранах сразу трех цифровых запоминающих осциллографов АВП A (D)-, B - и C (C^*)- компонент тока искусственной молнии [17, 18]



Рис. 5. Общий вид измерительного дискового коаксиального шунта типа ШК-300М1 в сборе с экранированной триаксиальной кабельной линией связи (длиной 70 м) и согласованно включенным в измерительный тракт специальным делителем напряжения типа СДН-300 с двумя коаксиальными разъемами 1:1 и 1:2, подсоединяемыми короткими отрезками кабеля к коаксиальным входам соответствующих цифровых запоминающих осциллографов [7, 17]

Из данных рис. 3 видно, что в разрядных цепях генераторов ГИТ- A и ГИТ- D установлен управляемый трехэлектродный воздушный коммутатор F_1 с массивными стальными электродами на напряжение ± 50 кВ, а в разрядных цепях генераторов ГИТ- B , ГИТ- C и ГИТ- C^* – двухэлектродный воздушный коммутатор F_2 с графитовыми электродами на напряжение ± 5 кВ [5, 19]. После одновременного заряда от двух параллельно работающих от однофазной промышленной сети частотой 50 Гц повысительно-выпрямительных устройств высоковольтных конденсаторов соответствующих ГИТ испытательной установки УИТОМ-1 до требуемого по условиям обеспечения получения в ИО необходимых согласно [3, 4] АВП импульсов тока искусственной молнии постоянного электрического

напряжения отрицательной полярности (для конденсаторов ГИТ- A и ГИТ- D до напряжения U_{CA} в диапазоне $-(21-21,5)$ кВ; для конденсаторов ГИТ- B и ГИТ- C^* до напряжения U_{CC} в диапазоне $-(3,1-3,8)$ кВ) и подачи от специального генератора разработки НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» поджигающего микросекундного импульса напряжения отрицательной полярности амплитудой до 100 кВ [5, 19] на коммутатор F_1 (см. рис. 3) происходил сильноточный разряд предварительно заряженных высоковольтных конденсаторов применяемых генераторов ГИТ на наружную плоскую поверхность ИО панели топливного бака самолета.

На рис. 6 приведена испытательная схема высоковольтной установки типа УИТОМ-1, соответствующая случаю использования для целей экспериментальной проверки молниестойкости ИО панелей топливного бака ЛА к воздействию на них от ГИТ- C^* лишь C^* -компоненты тока искусственной молнии.

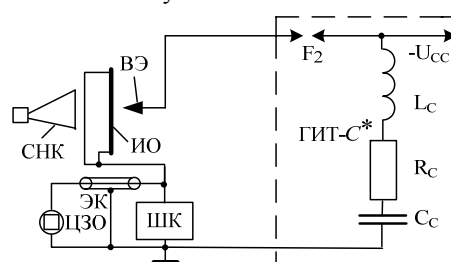


Рис. 6. Испытательная схема с применением высоковольтной силовоточной установки типа УИТОМ-1 для определения молниестойкости опытных образцов плоских панелей топливного бака отечественного самолета при прямом воздействии на них воздушного грозового разряда от ГИТ, имитирующего только модифицированную (укороченную) длительную C^* - компоненту тока искусственной молнии (ГИТ- C^* – генератор, воспроизводящий C^* - компоненту тока молнии; ИО – испытываемый образец; ВЭ – высоковольтный электрод, на котором закрепляется электрически взрывающаяся тонкая медная проволочка; СНК – светонепроницаемая камера для фоторегистрации термической искры; ЭК – экранированный кабель коаксиальной линии связи; ЦЗО – цифровой осциллограф; ШК – дисковый коаксиальный шунт для измерения АВП импульсов тока искусственной молнии, имеющий активное сопротивление $R_S = (0,158 \pm 0,001)$ мОм и коэффициенты преобразования K_S , равные 12625 А/В (для измерения A - и D -компонент тока молнии) и 6312 А/В (для измерения B - и C^* -компонент тока молнии); $R_C \approx 3,83$ Ом, $L_C \approx 11,43$ мГн, $C_C \approx 1,4$ мФ – электрические параметры разрядной цепи ГИТ- C^* ; F_2 – двухэлектродный воздушный коммутатор ГИТ- C^* на напряжение ± 5 кВ с графитовыми электродами, управляемый в работе подачей поджигающего микросекундного импульса напряжения амплитудой -100 кВ на трехэлектродный воздушный коммутатор F_1 (на напряжение ± 50 кВ) в разрядной цепи ГИТ- A (ГИТ- D); U_{CC} – зарядное напряжение ГИТ- C^*)

Опытное определение молниестойкости ИО панелей топливного бака самолета при непосредственном воздействии на них плазменного канала разряда имитированной молнии производилось на указанной испытательной установке типа УИТОМ-1, содержащей четыре указанных ГИТ (см. рис. 3). Причем, при моделировании для целей испытаний ИО импульсов тока искусственной молнии для зоны 1А использовались три параллельно работающих ГИТ: ГИТ- A , ГИТ- B и ГИТ- C^* . При воспроизведении же в процессе

испытаний ИО импульсных токов имитированной молнии для зоны 2А применялись следующие три параллельно работающих ГИТ: ГИТ-*D*, ГИТ-*B* и ГИТ-*C**.

Оценка молниестойкости ИО панелей топливного бака самолета после подачи на них требуемых согласно рекомендаций, указанных в документах США SAE ARP 5412 [3] и SAE ARP 5416 [4], импульсов тока искусственной молнии производилась путем:

- внешнего осмотра ИО панелей топливного бака самолета с целью определения целостности их конструкции в зоне прямого удара в них канала молнии;
- фоторегистрации с помощью СНК и фотокамеры (рис. 7) возможных термических искр с внутренней плоской поверхности ИО в процессе прямого воздействия от указанных выше высоковольтных генераторов ГИТ испытательной установки типа УИТОМ-1 на их внешнюю поверхность соответствующих импульсов тока искусственной молнии для зон 1А и 2А;
- проведения после высоковольтных сильноточных испытаний опытных дюралюминиевых панелей на ГТМ типа УИТОМ-1 капиллярного контроля ИО.



Рис. 7. Внешний вид пирамидальной СНК с фотокамерой на ее малом торце (камера укрыта светонепроницаемым защитным чехлом черного цвета) в процессе текущей регистрации термических искр с внутренней поверхности ИО, жестко и вертикально закрепленного на ее большом торце

4. Результаты испытаний на термическую молниестойкость образцов панелей топливного бака самолета для зон 1А и 2А. На рис. 8 показан общий вид ИО исследуемой на молниестойкость панели ($h=3$ мм) топливного бака самолета сразу после прямого воздействия на него полного нормированного тока искусственной молнии, характерного для зоны 1А. Экспериментальная проверка на ГТМ типа УИТОМ-1 (см. рис. 2) термической молниестойкости ИО плоских панелей толщиной 4 мм, 3,5 мм, 3 мм, 2,5 мм, 2 мм, 1,8 мм и 1,5 мм топливного бака самолета для зон 1А и 2А показала, что сквозного проплавления их стенки визуальным не наблюдается. Обработка позже пленок с фотокамеры, установленной на торце СНК и регистрирующей возможные термические искры с внутренней поверхности ИО панелей, показала, что термических точек и искрения на внутренней стороне указанных панелей также зафиксировано не было. При прямом воздействии на указанные ИО панели топливного бака самолета плазменного сильноточного канала тока искусственной молнии с норми-

рованными АВП его *A* (*D*)-, *B*- и *C**- компонент имело место лишь локальное оплавление наружной поверхности ИО в зоне привязки на ней данного сильноточного канала воздушного имитированного грозового разряда с образованием, во-первых, округлой лунки оплавления (от действия *A* (*D*)- компонент тока молнии) диаметром до 60 мм и незначительной глубиной (до 50 мкм) и, во-вторых, центрального округлого кратера оплавления (от действия *C**- компоненты тока молнии) диаметром до 7,4 мм и глубиной до 1,5 мм.

Опытные результаты проведенного позже персоналом специального подразделения ГП «Антонов» лабораторного капиллярного контроля ИО выявили проникновение дефектоскопического пенетранта через испытанные для зоны 1А дюралюминиевые панели толщиной 1,5 мм и 1,8 мм, а также через испытанные для зоны 2А дюралюминиевые панели толщиной $h=1,5$ мм. Эти результаты свидетельствуют о наличии в ИО для указанных случаев сквозных дефектов.



Рис. 8. Общий вид ИО плоской панели размером в плане 550×800 мм (толщиной $h=3$ мм) топливного бака самолета, вертикально закрепленного на торце изоляционной СНК и подключенного гибкими массивными медными шинами к сильноточной разрядной цепи высоковольтной испытательной установки типа УИТОМ-1, сразу после прямого воздействия на него (справа сверху) плазменного канала разряда с импульсным током искусственной молнии, моделирующим прямое термическое действие на ИО нормированных импульсов тока воздушного грозового разряда для зоны 1А

Указанные выше экспериментальные результаты хорошо коррелируют с расчетными данными, полученными по (4) для радиуса $r_k \approx 3,6$ мм (при $I_{mC^*}=1110$ А) и по (5) для глубины $h_k \approx 1,4$ мм (при $q_{C^*}=6,4$ Кл) округлой лунки проплавления стенки испытываемой на описанном мощном высоковольтном сильноточном ГТМ типа УИТОМ-1 плоской дюралюминиевой панели топливного бака проектируемого самолета.

На рис. 9-11 приведены осциллограммы характерных для зоны 1А компонент тока искусственной молнии, воздействующих в разрядной цепи ГТМ типа УИТОМ-1 на ИО толщиной $h=1,5$ мм плоской дюралюминиевой панели топливного бака самолета. Визуальное обследование этого ИО после его испытаний в цепи ГТМ на термическую молниестойкость (рис. 12) не дало прямых результатов о наличии в его стенке от прямого удара *A*-, *B*- и *C**- компонент тока имитированной молнии с нормированными АВП сквозного проплавления. Только применение в дальнейшем метода капиллярного контроля места термического повреждения ИО для зоны 1А подтвердило наличие в

нем сквозного проплавления стенки дюралюминиевой панели толщиной $h=1,5$ мм топливного бака ЛА.

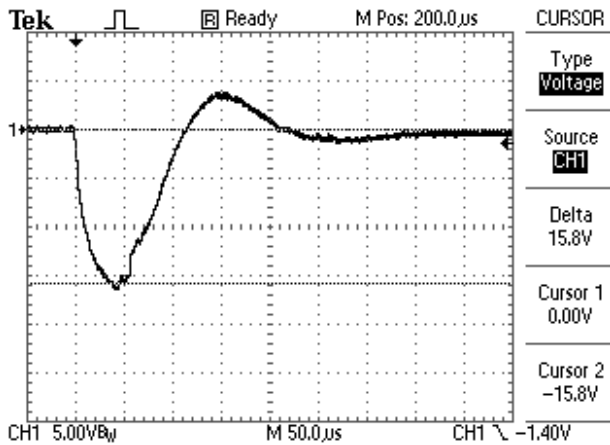


Рис. 9. Осциллограмма импульсной A -компоненты тока искусственной молнии, воздействующей на ИО (точка 5', зона 1А) толщиной $h=1,5$ мм $I_{mA}=-15,8 \text{ В} \times 12625 \text{ А/В} = -199,5 \text{ кА}$; $t_{mA}=42 \text{ мкс}$; $J_A=1,98 \cdot 10^6 \text{ А}^2 \cdot \text{с}$

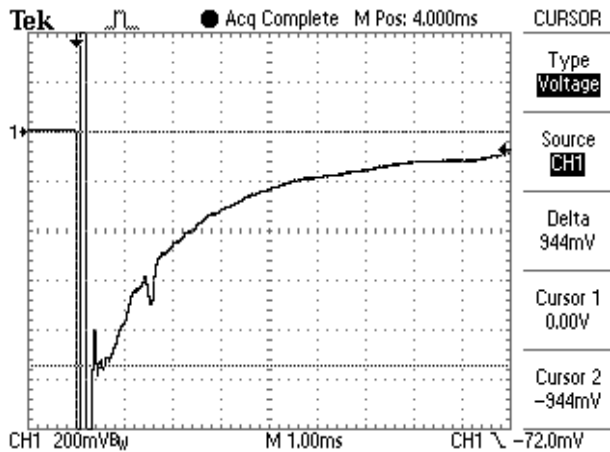


Рис. 10. Осциллограмма промежуточной B -компоненты тока искусственной молнии, воздействующей на ИО (точка 5', зона 1А) толщиной $h=1,5$ мм ($I_{mB}=-0,944 \text{ В} \times 6312 \text{ А/В} = -5958 \text{ А}$; $I_{LB}=q_B/\tau_{pB}=-2400 \text{ А}$; $\tau_{pB}=5 \cdot \text{мс}$; $q_B=-12 \text{ Кл}$)

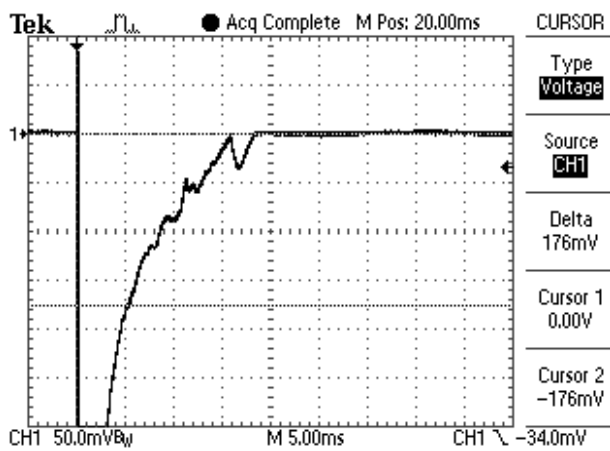


Рис. 11. Осциллограмма укороченной длительной C^* -компоненты тока искусственной молнии, воздействующей на ИО (точка 5', зона 1А) толщиной $h=1,5$ мм ($I_{mC^*}=-0,176 \text{ В} \times 6312 \text{ А/В}=-1111 \text{ А}$; $I_{LC^*}=q_{C^*}/\tau_{pC^*}=-426 \text{ А}$; $\tau_{pC^*}=13,6 \cdot \text{мс}$; $q_{C^*}=-5,79 \text{ Кл}$)



Рис. 12. Общий вид со стороны зоны привязки на наружной поверхности ИО плоской дюралюминиевой панели ($h=1,5$ мм) топливного бака самолета плазменного канала имитированного на установке типа УИТОМ-1 грозового разряда результатов прямого воздействия на данный ИО для зоны 1А нормированных компонент тока искусственной молнии, характеризующихся локальным термическим повреждением стенки ИО панели в месте удара в него канала молнии

На рис. 13-15 приведены осциллограммы характерных для зоны 2А компонент тока искусственной молнии, воздействующих в разрядной цепи ГТМ типа УИТОМ-1 на ИО толщиной $h=1,5$ мм плоской дюралюминиевой панели топливного бака самолета. Из данных визуального обследования данного ИО следует, что для зоны 2А используемые при испытаниях ИО толщиной $h=1,5$ мм плоской дюралюминиевой панели бака самолета D -, B - и C^* -компоненты тока искусственной молнии не вызывают видимого невооруженным глазом сквозного проплавления его стенки. Об этом свидетельствуют и результаты регистрации для зоны 2А с помощью установленной в СНК фотокамеры возможных термических искр с внутренней поверхности ИО толщиной $h=1,5$ мм его стенки. В то же время на возможное сквозное проплавление в этом случае рассматриваемой стенки толщиной $h=1,5$ мм топливного бака ЛА указывают расчетные данные по (5) глубины $h_k \approx 1,3$ мм (при $q_{C^*}=6,16 \text{ Кл}$) и по (4) радиуса $r_k \approx 3,7$ мм (при $I_{mC^*}=1148 \text{ А}$) округлой лунки ее проплавления из-за действия на нее канала молнии.

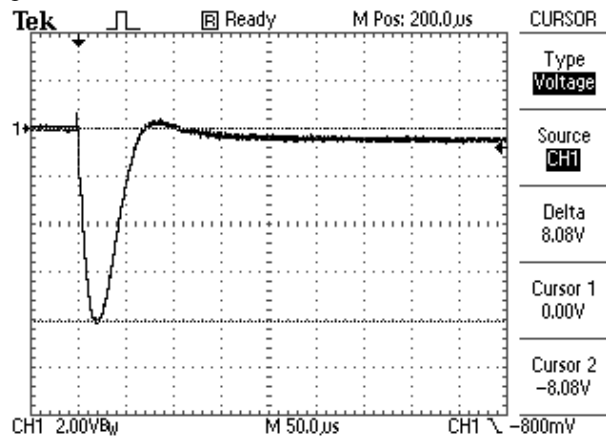


Рис. 13. Осциллограмма повторной импульсной D -компоненты тока молнии, воздействующей на ИО (точка 3, зона 2А) толщиной $h=1,5$ мм ($I_{mD}=-8,08 \text{ В} \times 12625 \text{ А/В} = -102 \text{ кА}$; $t_{mD}=20 \text{ мкс}$; $J_D=0,26 \cdot 10^6 \text{ А}^2 \cdot \text{с}$)

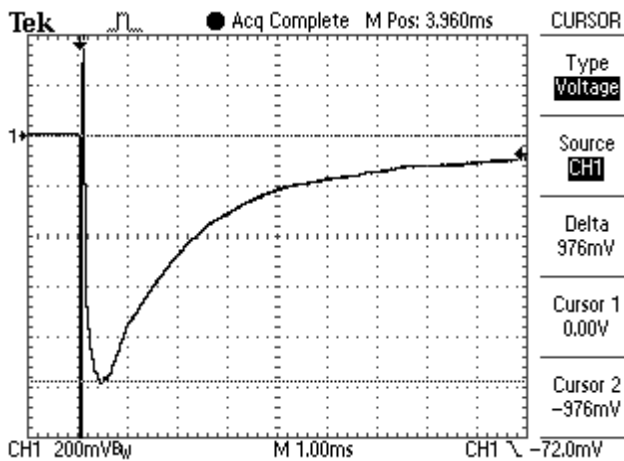


Рис. 14. Осциллограмма промежуточной B -компоненты тока молнии, воздействующей на ИО (точка 3', зона 2А) толщиной $h=1,5$ мм ($I_{mB} = -0,976 \text{ В} \times 6312 \text{ А/В} = -6160 \text{ А}$; $I_{LB} = q_B / \tau_{pB} = -2366 \text{ А}$; $\tau_{pB} = 5 \text{ мс}$; $q_B = -11,83 \text{ Кл}$)

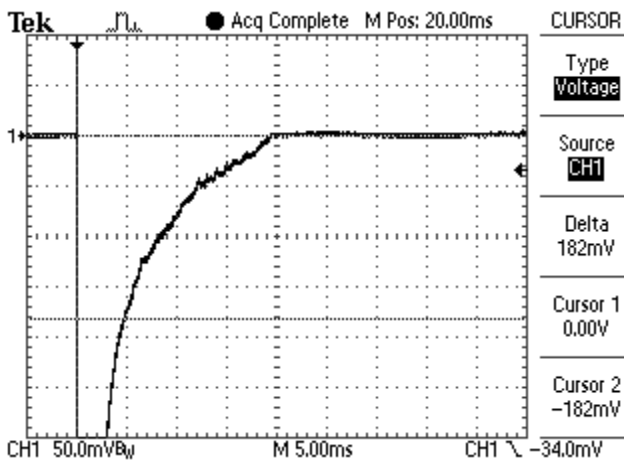


Рис. 15. Осциллограмма укороченной длительной C^* -компоненты тока молнии, воздействующей на ИО (точка 3', зона 2А) толщиной $h=1,5$ мм ($I_{mC^*} = -0,182 \text{ В} \times 6312 \text{ А/В} = -1148 \text{ А}$; $I_{LC^*} = q_{C^*} / \tau_{pC^*} = -416 \text{ А}$; $\tau_{pC^*} = 14,8 \text{ мс}$; $q_{C^*} = -6,16 \text{ Кл}$)

Применение на финальной стадии выполненных прикладных исследований к испытанному для зоны 2А на термическую молниестойкость в разрядной цепи установки УИТОМ-1 образцу панели из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95 толщиной $h=1,5$ мм метода капиллярного контроля места повреждения ИО от прямого удара канала имитированной молнии подтвердило его сквозное проплавление.

На рис. 16 показаны результаты прямого действия для зоны 1А на ИО плоской дюралюминиевой панели толщиной $h=1,2$ мм топливного бака ЛА соответствующих компонент тока искусственной молнии с нормированными АВП. Явно видно, что такое действие на ИО имитированного на ГТМ типа УИТОМ-1 плазменного канала грозового разряда приводит к сквозному проплавлению стенки дюралюминиевой панели бака самолета в месте его (канала) привязки на наружной поверхности ИО. При этом зарегистрированные на ЦЗО АВП компонент тока искусственной молнии для зон 1А и 2А незначительно отличались от численных данных, характерных для их осциллограмм, приведенных выше на рис. 9-11 и 13-15.

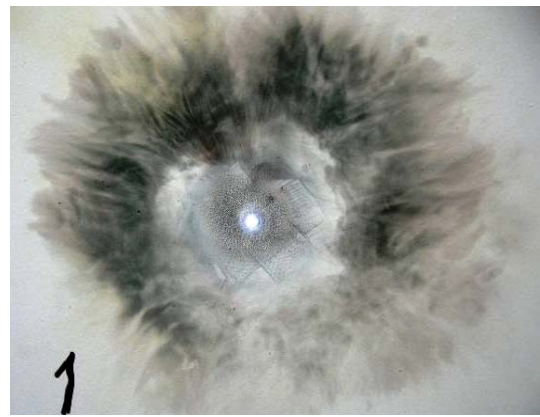


Рис. 16. Общий вид со стороны зоны привязки на наружной поверхности ИО плоской дюралюминиевой панели ($h=1,2$ мм) топливного бака самолета плазменного канала имитированного на установке типа УИТОМ-1 грозового разряда результатов прямого воздействия на этот ИО для зоны 1А нормированных компонент тока искусственной молнии, характеризующихся сквозным локальным проплавлением стенки ИО панели в месте удара в него канала молнии

Отметим, что на данное сквозное проплавление от прямого термического действия плазменного канала имитированного грозового разряда стенки плоской дюралюминиевой панели толщиной $h=1,2$ мм топливного бака самолета (см. рис. 16) однозначно указывают как результаты фоторегистрации в изоляционной пирамидальной СНК термических искр с внутренней поверхности ИО, так и расчетной оценки по (5) глубины h_k и по (4) радиуса r_k лунки ее проплавления.

На рис. 17 приведены результаты прямых ударов имитированных на ГТМ типа УИТОМ-1 грозовых разрядов с нормированными значениями АВП их токовых компонент для зоны 1А в стенку толщиной $h=1,2$ мм ИО со стороны его внутренней поверхности. Экспериментальные данные, приведенные на рис. 17, подтверждают вывод о том, что ИО с необходимыми защитными покрытиями панели из алюминиевого сплава марки В95 толщиной $h=1,2$ мм топливного бака самолета для зоны 1А не удовлетворяет условию (1) и является термически нестойким к прямому воздействию на него A -, B - и C^* -компонент тока искусственной молнии с нормированными по [3, 4] АВП.

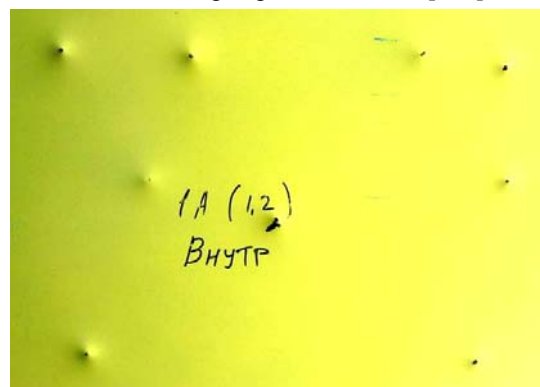


Рис. 17. Общий вид ИО плоской дюралюминиевой панели ($h=1,2$ мм) топливного бака самолета со стороны его внутренней поверхности, наружная поверхность которого в различных точках испытывала в разрядной цепи установки типа УИТОМ-1 прямые удары соответствующих для зоны 1А импульсных компонент тока искусственной молнии

Выводы.

1. Результаты выполненных в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» расчетно-экспериментальных исследований термической стойкости опытных с необходимыми по технологическим условиям защитными покрытиями плоских прямоугольных панелей топливного бака размером 550 мм × 800 мм и толщиной h от 1,2 до 4 мм из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95 проектируемого отечественного самолета к прямому воздействию на них согласно действующих требований нормативных документов США SAE ARP 5412 и SAE ARP 5416 А-, В- и С*- компонент тока искусственной молнии (1А зона), а также D-, В- и С*- компонент тока искусственной молнии (2А зона) с нормированными АВП указывают на то, что исследуемые панели толщиной $h=1,2$ мм, $h=1,5$ мм и $h=1,8$ мм для зоны 1А, а также толщиной $h=1,2$ мм и $h=1,5$ мм для зоны 2А являются термически нестойкими ($h \leq h_k$) к прямым ударам в них плазменного канала имитированного в лабораторных условиях грозового разряда с используемыми компонентами импульсного тока искусственной молнии.

2. Термическая молниестойкость исследуемых панелей толщиной h топливного бака самолета определяется АВП укороченной длительной С*- компоненты тока искусственной молнии, вызывающей появление в них округлых лунок проплавления радиусом r_k и глубиной h_k . Для нахождения величин r_k и h_k в указанных панелях топливного бака самолета, поражаемых в земной воздушной атмосфере прямым ударом в них имитированного грозового разряда, рекомендованы приближенные расчетные соотношения (4) и (5). Работоспособность данных соотношений подтверждена результатами выполненных с помощью мощного генератора импульсного тока искусственной молнии типа УИТОМ-1 натуральных экспериментов.

3. В случае прямого удара в находящийся в воздушной атмосфере самолет плазменного канала молнии с нормированными АВП указанных компонент ее импульсного тока для предотвращения воспламенения топливных паров в исследуемом баке со стенками из высокопрочного алюминиевого сплава марки В95 и соответствующими двухсторонними защитными покрытиями проектируемого самолета и его катастрофы толщина h стенки данного топливного бака должна составлять не менее 1,8 мм при расположении бака в зоне 2А его поражения молнией и не менее 2 мм при расположении бака в зоне 1А его поражения молнией.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Юман М.А. Молния. – М.: Мир, 1972. – 327 с.
2. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards // Proceedings of the IEEE. – 1988. – vol.76. – no.12. – pp. 1548-1565. doi: 10.1109/5.16349.
3. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
4. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
5. 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. – no.3. – pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.

6. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.4. – pp. 45-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.08.

7. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 3 томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Харьков: Точка, 2010. – 407 с.

8. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 с.

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

10. Кухлинг Х. Справочник по физике / Пер. с нем. под ред. Е.М. Лейкина. – М.: Мир, 1982. – 520 с.

11. Baranov M.I., Nosenko M.A. Influence of the thermal action of artificially-initiated lightning current on specimens of the metal skin of an aircraft // Journal of Engineering Physics and Thermophysics. – 2009. – vol.82. – no.5. – pp. 978-987. doi: 10.1007/S10891-009-0272-z.

12. 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 thinned coverage from stainless steel // Electrical engineering & electromechanics. – 2017. – no.1. – pp. 31-38. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

13. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.

14. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Дюралюминий>.

15. <https://znaniya.com/task/26630096>.

16. 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.

17. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The metrology support in Ukraine of tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulses of current (voltage) of artificial lightning and commutation pulses of voltage // Electrical engineering & electromechanics. – 2018. – no.5. – pp. 44-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.5.08.

18. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. The coaxial shunt for measurement of current pulses of artificial lightning with the amplitude up to ± 220 kA // Instruments and Experimental Technique. – 2018. – vol.61. – no.4. – pp. 501-505. doi: 10.1134/S0020441218030156.

19. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects // Journal of Engineering Physics and Thermophysics. – 2018. – vol.91. – no.2. – pp. 544-555. doi: 10.1007/s10891-018-1775-2.

REFERENCES

1. Yuman M.A. *Molniya* [Lightning]. Moscow, Mir Publ., 1972. 327 p. (Rus).
2. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards. *Proceedings of the IEEE*, 1988, vol.76, no.12, pp. 1548-1565. doi: 10.1109/5.16349.
3. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
4. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
5. 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, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.
6. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and

space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.4, pp. 45-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.08.

7. Baranov M.I. *Izbrannyye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 3kh tomakh. Tom 2, Kn. 2: Teoriya elektrofizicheskikh effektov i zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 3 Vols. Vol.2, Book 2. A theory of electrophysical effects and tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2010. 407 p. (Rus).

8. Knopfel' G. *Sverkhshil'nye impul'snye magnitnye polia* [Ultra strong pulsed magnetic fields]. Moscow, Mir Publ., 1972. 391 p. (Rus).

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

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

11. Baranov M.I., Nosenko M.A. Influence of the thermal action of artificially-initiated lightning current on specimens of the metal skin of an aircraft. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2009, vol.82, no.5, pp. 978-987. doi: 10.1007/S10891-009-0272-z.

12. 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. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.06.

13. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.

14. Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/Duralumin> (accessed 20 May 2018).

15. Available at: <https://znaniya.com/task/26630096> (accessed 10 June 2018).

16. 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).

17. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The metrology support in Ukraine of tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulses of current (voltage) of artificial lightning and commutation pulses of voltage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.5, pp. 44-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.5.08.

18. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. The coaxial shunt for measurement of current pulses of artificial lightning with the amplitude up to ± 220 kA. *Instruments and Experimental Technique*, 2018, vol.61, no.4, pp. 501-505. doi: 10.1134/S0020441218030156

19. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2018, vol.91, no.2, pp. 544-555. doi: 10.1007/s10891-018-1775-2.

Поступила (received) 27.03.2019

Баранов Михаил Иванович¹, д.т.н., гл.н.с.,
Буряковский Сергей Геннадиевич¹, д.т.н., проф.,
Гриценко Андрей Степанович², вед. инж.-исследователь,
Костюк Валерий Александрович², гл. конструктор,
¹ НИПКИ «Молния»

Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
тел/phone +38 057 7076841,
e-mail: baranovmi@kpi.kharkov.ua, sergbyr@i.ua

² Государственное предприятие «Антонов»,
03062, Киев, ул. Академика Туполева, 1,
тел/phone +38 044 4543233, e-mail: info@antonov.com

M.I. Baranov¹, S.G. Buriakovskiy¹, A.S. Hrytsenko²,
V.A. Kostyuk²

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

² Antonov Company,
1, Akademika Tupoleva Str., Kyiv, 03062, Ukraine.

Results of investigations of thermal resistibility of prototypes of aluminum alloy panels of fuel tank of airplane to direct action of normalized components of artificial lightning current.

Purpose. Implementation of calculation-experimental determination of thermal resistibility of walls of aluminum alloy panels of different thickness of fuel tank of the airplane designed in Ukraine to direct action on them of normalized components of current of artificial lightning. **Methodology.** Theoretical bases of thermophysics, bases of theoretical electrophysics, bases of measuring technique, electrophysics bases of technique of high-voltage and large pulsed currents. **Results.** The results of calculation-experimental investigations of thermal resistibility of prototypes with the necessary sheeting flat rectangular panels of fuel tank of the designed airplane are resulted measuring 550 mm \times 800 mm and from 1.2 to 4 mm thick of aluminum alloy B95 is easily soiled to direct action on them in obedience to the operating requirements of normative documents of the USA SAE ARP 5412 and SAE ARP 5416 of A-, B- and C*- component of current of artificial lightning (1A area), and also D-, B- and C*- components of current of artificial lightning (2A area) with the normalized amplitude-temporal parameters (ATPs). It is determined that the tested panels of fuel tank of airplane in 1.2 mm, 1.5 mm and 1.8 mm thick for an area of 1A and 1.2 mm and 1.5 mm thick for an area of 2A are thermally unstable to the direct shots in them of plasma channel of a storm discharge imitated in laboratory terms with the indicated components of current of artificial lightning. It is shown that thermal resistibility to lightning of the tested panels of fuel tank of airplane is determined of ATP shortened protracted C*- components of current of artificial lightning, causing appearance in them of the rounded small holes of melting the radius of r_k and depth of h_k . For finding by a calculation by the sizes of r_k and h_k in the indicated panels of fuel tank of airplane, struck in an air atmosphere a direct blow in them the imitated storm discharge, the proper close correlations are recommended. The capacity of these calculation correlations is confirmed results executed by the powerful high-voltage generator of impulsive current of artificial lightning of type of UITOM-1 of model experiments created in Ukraine. **Originality.** The calculation and experimental estimations of thermal resistibility of flat duralumin panels of fuel tank of the airplane designed in Ukraine are first executed to the direct action on them for the areas of 1A and of 2A of plasma channel of the imitated storm discharge with the normalized indicated documents of ATP flows on it (to the channel) A (D)-, B- and C*- components of current of artificial lightning. **Practical value.** Taking into account the executed calculation-experimental investigations a practical conclusion is done that for prevention in the case of direct blow in the being in an air atmosphere airplane of plasma channel of lightning with normalized ATPs indicated components of its pulsed current of self-ignition of fuel steams in the examined duralumin tank of the designed airplane and its catastrophe the thickness of wall of an aluminum alloy B95 of this tank with the proper sheeting must make no less than 1.8 mm for the area of 2A and no less than 2 mm for the area of 1A. References 19, tables 2, figures 17.

Key words: lightning, fuel tank of airplane, prototype of panel of fuel tank, thermal resistibility to lightning, components of current of lightning, generator of current of artificial lightning, calculation, experiment.

Ю.В. Батыгин, Е.А. Чаплыгин, С.А. Шиндерук, В.А. Стрельникова

ЧИСЛЕННЫЕ ОЦЕНКИ ТОКОВ И СИЛ В ЛИНЕЙНЫХ ИНСТРУМЕНТАХ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОГО ПРИТЯЖЕНИЯ МЕТАЛЛОВ. ЧАСТЬ 2: МЕТАЛЛЫ С ВЫСОКОЙ УДЕЛЬНОЙ ЭЛЕКТРОПРОВОДНОСТЬЮ

Мета. Метою роботи є обґрунтування дієздатності лінійних інструментів магнітно-імпульсного притягання тонкостінних листових металів з високою питомою електропровідністю, принцип дії яких заснований на силовій взаємодії провідників з односпрямованими струмами при інтенсивному проникненні збуджених полів. Методика. Для чисельних оцінок використовувалися аналітичні залежності, отримані за допомогою методів теорії електромагнітного поля, і стандартні програми з пакету «Wolfram Mathematica». Результати. Проведені обчислення ілюструють амплітудно-часові залежності для збуджених струмів і сил при необхідному зниженні робочих частот діючих електромагнітних полів. Обґрунтовано дієвість лінійних магнітно-імпульсних інструментів, заснованих на збудженні сил взаємного притягання провідників з низькочастотними односпрямованими струмами. Наукова новизна. На прикладі з алюмінієм, який є основним сировинним матеріалом у сучасному авіа- та автомобілебудуванні, встановлено, що для металів з високою питомою електропровідністю потрібно значне зниження робочих частот, що необхідно для інтенсифікації процесів проникнення діючих полів і, відповідно, для збудження реальних сил притягання. Практичне значення. Результати роботи дозволяють сформулювати обґрунтовані рекомендації щодо створення та практичного застосування лінійних інструментів магнітно-імпульсного притягання в прогресивних технологіях відновлення пошкоджених ділянок корпусних покриттів з тонкостінних листових металів з високою питомою електропровідністю. Бібл. 10, рис. 4.

Ключові слова: метали з високою питомою електропровідністю, інтенсивне проникнення поля, магнітно-імпульсне притягання провідників з односпрямованими струмами, лінійний інструмент усунення вм'ятин в корпусних покриттях.

Цель. Целью работы является обоснование дееспособности линейных инструментов магнитно-импульсного притяжения тонкостенных листовых металлов с высокой удельной электропроводностью, принцип действия которых основан на силовом взаимодействии проводников с однонаправленными токами при интенсивном проникновении возбуждаемых полей. Методика. Для численных оценок использовались аналитические зависимости, полученные с помощью методов теории электромагнитного поля, и стандартные программы из пакета «Wolfram Mathematica». Результаты. Проведенные вычисления иллюстрируют амплитудно-временные зависимости для возбуждаемых токов и сил при требуемом понижении рабочих частот действующих электромагнитных полей. Обоснована действенность линейных магнитно-импульсных инструментов, основанных на возбуждении сил взаимного притяжения проводников с низкочастотными однонаправленными токами. Научная новизна. На примере с алюминием, который является основным сырьевым материалом в современном авиа- и автомобилестроении, установлено, что для металлов с высокой удельной электропроводностью требуется значительное понижение рабочих частот, что необходимо для интенсификации процессов проникновения действующих полей и, соответственно, для возбуждения реальных сил притяжения. Практическое значение. Результаты работы позволяют сформулировать обоснованные рекомендации по созданию и практическому применению линейных инструментов магнитно-импульсного притяжения в прогрессивных технологиях восстановления повреждённых участков корпусных покрытий из тонкостенных листовых металлов с высокой удельной электропроводностью. Библ. 10, рис. 4.

Ключевые слова: металлы с высокой удельной электропроводностью, интенсивное проникновение поля, магнитно-импульсное притяжение проводников с однонаправленными токами, линейный инструмент устранения вмятин в корпусных покрытиях.

Введение. Всё возрастающий интерес к прогрессивным экологически чистым высокопроизводительным технологиям, основанным на использовании энергии импульсных магнитных полей, обусловлен практическими потребностями различных отраслей современной промышленности, включающих не только производство номенклатурных продуктов, но и их восстановление при повреждениях в процессе эксплуатации [1-3].

Обширный сектор обрабатывающих технологий, развитие которых обусловлено требованиями, например, производителей транспортных средств, объединяет совокупность методов реставрации металлических покрытий элементной базы их корпусных составляющих. Востребованность таких технологий следует из негативов эксплуатационной практики. Так, вмятин на поверхности летательного аппарата приводят к изменению его аэродинамических характеристик и целому ряду возможных аварийных ситуаций. Повреждения корпусов водных и наземных ви-

дов транспорта – это не только нарушения эстетики. В известных форс-мажорных обстоятельствах они могут стать причиной крушений на воде и смертельных происшествий на дорогах [4].

Обзор литературы. Известные и широко распространённые механические технологии устранения вмятин просты и относительно дешёвы в реализации. Но их производительность, надёжность, качество и показатели экологической чистоты остаются весьма низкими. Так, довольно часто механическое вытягивание металла вмятин приводит к нарушению его целостности. Возникшая проблема требует уже своего отдельного подхода к её решению.

Использование энергии импульсных магнитных полей открывает новые возможности для создания прогрессивных реставрационных технологий, свободных от вышеперечисленных недостатков. Среди них устранение вмятин с помощью линейных инструмен-

тов магнитно-импульсного притяжения повреждённых участков тонкостенных листовых металлических покрытий автомобильных кузовов, корпусов летательных аппаратов и водных видов транспорта. В основу действенности таких инструментов положен закон Ампера, согласно которому проводники с однонаправленными токами испытывают взаимное притяжение [5, 6]. Конструктивно такими проводниками в линейном инструменте являются основной токопровод (аналог индуктора в традиционной магнитно-импульсной обработке металлов [1, 3]) и реставрируемый участок повреждённого металла. Геометрически они (токопровод и обрабатываемый металл) параллельны. Электрически их соединение относительно общих точечных контактов с высоковольтным источником мощности может быть параллельным или последовательным [1, 7, 8]. Как следует из физических соображений, основным препятствием к эффективному возбуждению электродинамических сил взаимодействия между проводниками в такой системе становятся индукционные эффекты, соответственно которым ток в основном токопроводе индуцирует протиток в листовой заготовке, а ток в её металле индуцирует протиток в основном токопроводе.

В целом, главные достоинства линейного инструмента магнитно-импульсного притяжения листовых металлов – это, в первую очередь, простота технической реализации, высокие производственные показатели и надёжность выполняемой производственной операции (в смысле сохранности реставрируемого объекта) [8]. Среди перспективных технологий магнитно-импульсного притяжения листовых металлов, позволяющих восстановление повреждённых участков с внешней стороны корпусов транспортных средств, следует отметить теоретически и экспериментально обоснованные предложения, сформулированные авторами работ [9, 10].

Заканчивая обзор публикаций по рассматриваемой теме, подчеркнём универсальность инструментов магнитно-импульсного силового воздействия на листовые металлы с различными электрофизическими характеристиками. Объекты обработки могут быть не только из стали, но и из алюминиевых сплавов. Причём последние находят всё более широкое применение для изготовления лёгких и прочных технических конструкций разного назначения. С физической точки зрения отмеченная универсальность обеспечивается возможностями регулировки рабочих частот от источника действующих электромагнитных полей, что позволяет осуществить притяжение или отталкивание заданных участков листовых металлов в любых штамповочных и реставрационных производственных операциях [1, 3, 7].

Целью статьи является определение условий и оценка работоспособности линейных инструментов магнитно-импульсного притяжения заданных участков листовых металлов с высоким значением удельной электропроводности.

Для достижения поставленной цели необходимо рассчитать характеристики электродинамических процессов при понижении рабочих частот токовых им-

пульсов, что, физически, позволяет варьировать интенсивность проникновения возбуждаемых полей в металлические элементы объекта исследования. Результатом вычислений должны стать численные оценки и физико-математические иллюстрации, необходимые для определения условий эффективного возбуждения электродинамических усилий в рабочих зонах линейных инструментов магнитно-импульсного притяжения. Справедливости ради следует отметить, что подобная задача уже рассматривалась авторами публикаций [7, 8]. Однако, непосредственное использование полученных ими формул для проведения расчётов и анализа протекающих процессов не представляется возможным из-за ограниченности найденных в [7, 8] результатов условиями постановки и решения рассматриваемых задач.

При решении поставленной задачи воспользуемся физико-математической моделью исследуемого инструмента магнитно-импульсного притяжения и функциональными зависимостями для характеристик протекающих электродинамических процессов, описанными в работе [6]. Для ясности дальнейшего изложения укажем основные положения, частично повторяющие материал публикации [6].

Принятые допущения и постановка задачи:

- принципиальные схемы реализации магнитно-импульсного притяжения тонкостенных металлов в линейных инструментах, а также расчётная модель (поперечный разрез исследуемой системы) представлены на рис. 1;

- притяжению подлежит листовой немагнитный металл (например, алюминий или его сплавы) с достаточно большими поперечными размерами, толщиной – d и удельной электропроводностью – γ ;

- имеет место геометрическая симметрия относительно координатной плоскости ZOX . Вдоль оси абсцисс OX исследуемая система обладает достаточно большой протяжённостью, так что соответствующий оператор дифференцирования – $\partial/\partial x = 0$;

- в подключённых к высоковольтному источнику мощности основном токопроводе и параллельном участке листового металла возбуждающие токи с заданными амплитудно-временными характеристиками протекают только в продольном направлении (рис. 1, б).

Алгоритм решения. Как следует из принятых допущений, в исследуемой системе возбуждаются нетривиальные компоненты вектора электромагнитного поля: $E_x \neq 0$, $H_{y,z} \neq 0$, которые находятся интегрированием уравнений Максвелла.

Из закона Ома в дифференциальной форме по известной напряжённости электрического поля определяются токи, индуцированные в основном токопроводе и соответствующем участке листового металла. Суперпозиция тока от высоковольтного источника мощности и индуцированного тока позволяет найти амплитудно-временные характеристики суммарных токов в каждом из проводящих элементов линейного инструмента магнитно-импульсного притяжения.

Для максимума силового взаимодействия проводников протекающие в них токи должны быть одинаковыми (это условие практически обеспечивается соответствующим выбором параметров линейного

инструмента). В этом случае, согласно закону Ампера, сила притяжения, возбуждаемая в рабочей зоне между основным токопроводом и листовым металлом, находится как величина, пропорциональная квадрату протекающих в них токов.

Опуская громоздкие расчётные аналитические зависимости достаточно строго обоснованные и приведенные в [6], перейдём к численным оценкам характеристик и анализу процессов в линейном инструменте магнитно-импульсного притяжения.

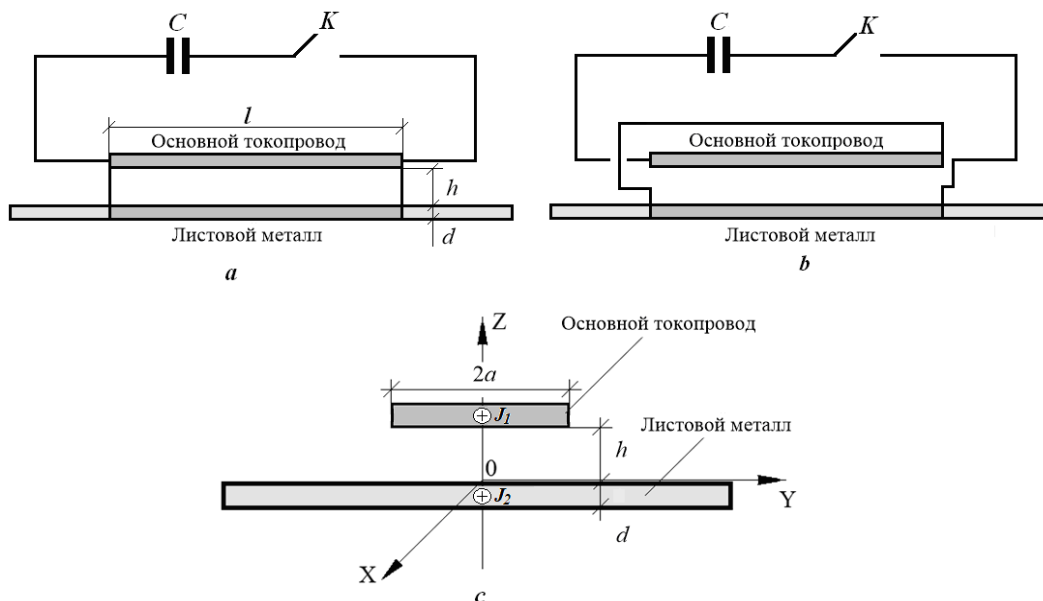


Рис. 1. Линейные инструменты магнитно-импульсного притяжения тонкостенных листовых металлов: *a* – принципиальная схема параллельного подключения, *b* – принципиальная схема последовательного подключения; *c* – расчётная модель; *C* – ёмкостной накопитель энергии, *K* – коммутатор; $J_{1,2}$ – протекающие токи в токопроводе и обрабатываемом металле

Численные оценки проведём для следующих исходных данных:

1. Деформированию подлежат алюминиевые листовые образцы толщиной – $d = 0,0008$ м и удельной электропроводностью – $\gamma = 3,75 \cdot 10^7$ 1/Ом·м.

2. Основной токопровод инструмента также выполнен из алюминия той же толщины, что и обрабатываемый объект (рассматривается электродинамическая система – «алюминий-алюминий»).

3. Длина и ширина рабочей зоны – $l = 0,06 \dots 0,1$ м и $2a = 0,01$ м, соответственно, расстояние между проводниками линейного инструмента – $h = 0,002$ м.

4. Основной токопровод и заданный участок обрабатываемого металла идентичны, геометрически и электрически параллельны, так что возбуждающие токи, протекающие в цепи каждого из них, одинаковы.

Примечание. Согласно закону Ампера последняя исходная предпосылка позволяет достичь максимума сил взаимодействия проводников с однонаправленными токами [5, 6].

Параметры токовых импульсов определяются характеристиками источника мощности – магнитно-импульсной установки МИУС-2, разработанной и созданной в Лаборатории электромагнитных технологий кафедры физики Харьковского национального автомобильно-дорожного университета [1]. Примем, что для указанной электроустановки:

1. Максимальное напряжение на ёмкостном накопителе – $U = 2000$ В.

2. Собственная рабочая частота (в короткозамкнутом разрядном контуре) – $f_{\max} = 7000$ Гц и относительный коэффициент затухания – $\delta/\omega = 0,3$.

3. Временная форма возбуждающего тока в операции притяжения – аperiodический униполярный сигнал с рабочей частотой – $f_p = 1000 \dots 1500$ Гц и относительным коэффициентом затухания – $\delta/\omega \approx 0,3$.

4. Инструмент подключается к источнику мощности через согласующее устройство, обеспечивающее понижение рабочей частоты до требуемого значения, с коэффициентом передачи энергии в рабочую зону – $K \approx 4$.

Расчёты проводились аналогично тому, как это было сделано в [6] с использованием стандартных программ из пакета «Wolfram Mathematica». Отдельно следует указать, что математическая строгость выполненных расчётов (с погрешностью в среднем до $\sim 7,5$ %) устанавливалась соответствующим выбором интервалов численного интегрирования и количеством слагаемых в суммах дискретных разложений в выражениях для характеристик исследуемых электромагнитных процессов.

Графики возбуждаемых токов и электродинамических сил притяжения в зависимости от их фазы ($\varphi = \omega \cdot t$, ω – круговая частота, t – время) представлены на рис. 2-4.

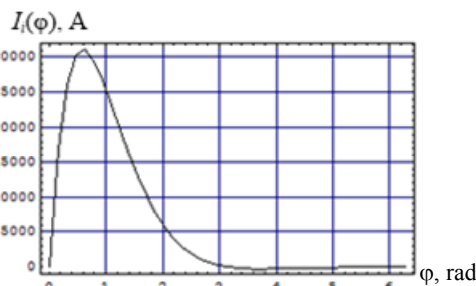


Рис. 2. Возбуждающий ток от высоковольтного источника мощности

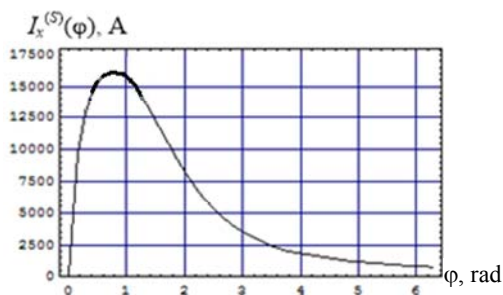


Рис. 3. Суммарный ток в каждом из проводников линейного инструмента

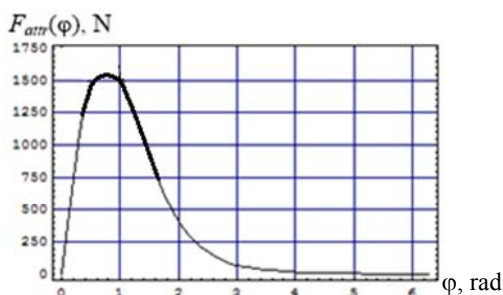


Рис. 4. Возбуждаемая сила магнитно-импульсного притяжения

Анализ результатов проведенных вычислений показывает, что:

- в принятых условиях работы линейного инструмента индукционные эффекты оказывают существенное влияние на электромагнитные процессы в проводниках исследуемой системы;
- амплитуда суммарного тока в основном токопроводе и листовом металле падает и составляет до ~ 49 % амплитуды тока от высоковольтного источника мощности (~ 32 кА – источник, ~ 15,7 кА – индуцированный ток, ~ 16,3 кА – суммарный ток);
- амплитуда возбуждаемой силы притяжения близка к ~ 1520 Н;
- в принятых условиях данный силовой показатель должен обеспечить магнитно-импульсное притяжение листового алюминия (металла с высокой удельной электропроводностью) с помощью рассматриваемого линейного инструмента [3];
- соответствующий выбор геометрии рабочей зоны и временных характеристик возбуждающего тока позволяет получить достаточно близкие численные показатели электродинамических процессов в исследуемой системе при работе, как с алюминием, так и со сталью [6].

Выводы.

1. На примере обработки алюминия определены условия работоспособности линейных инструментов магнитно-импульсного притяжения заданных участков листовых металлов с высоким значением удельной электропроводности.

2. Установлено, что, успешное магнитно-импульсное притяжение возможно при достаточно низких рабочих частотах возбуждающих токов (~ 1500 Гц), что обеспечивает интенсивное проникновение электромагнитных полей в проводники инструмента производственной операции и возбуждение мощных сил магнитного давления извне.

3. Показано, что в принятых условиях индукционные эффекты оказывают существенное влияние на электромагнитные процессы в проводниках линейного инструмента и снижают возбуждаемые токи на ~ 45 % относительно тока от высоковольтного источника мощности.

Работа проводилась кафедрой физики ХНАДУ в рамках Научного исследования: «Энергосберегающие малозатратные технологии питания и ремонта транспортных средств» 08-53-19, финансируемого Министерством образования и науки Украины.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Strelnikova V.A. The main inventions for technologies of the magnetic-pulsed attraction of the sheet metals. A brief review // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2018. – no.3. – pp. 43-52. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.06.
2. Eguia I., Mangas A., Iturbe R., Gutierrez Ma.A. Electromagnetic forming of longitudinal strengthening ribs in roll formed automotive profiles // *Proceedings of 4th International Conference on High Speed Forming. ICHSF 2010. Columbus*. – 2010. – pp. 198-207. doi: 10.17877/DE290R-12593.
3. Psyk V., Risch D., Kinsey B.L., Tekkaya A.E., Kleiner M. Electromagnetic forming – A review // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2011. – vol.211. – no.5. – pp.787-829. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012.
4. Welcome to BETAG Innovation [Электронный ресурс] Режим доступа: <http://www.betaginnovation.com>.
5. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Электродинамика сплошных сред. Т.8, Изд. 4-е. – М.: Физматлит, 2005. – 656 с.
6. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Strelnikova V.A. Numerical estimates of currents and forces in linear tools of the magnetic-pulse attraction of metals. Part 1: Low electrical conductance metals // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2019. – no.5. – pp. 40-44. doi: 10.20998/2074-272X.2019.5.07.
7. Батыгин Ю.В., Чаплыгин Е.А., Шиндерук С.А. Расчёт полей и токов в индукторной системе с притягивающим экраном и дополнительным витком как инструмента рихтовки // *Электротехника і електромеханіка*. – 2015. – №1. – С. 57-62. doi: 10.20998/2074-272X.2015.1.11.
8. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Sabokar O.S. Magnetic pulsed processing of metals for advanced technologies of modernity – a brief review // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2016. – no.5. – pp. 35-39. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.05.
9. Gnatov A., Argun S. New method of car body panel external straightening: tools of method // *International Journal of Vehicular Technology*. – 2015. – vol.2015. – pp. 1-7. doi: 10.1155/2015/192958.
10. Hnatov A., Arhun S., Dziubenko O., Ponikarovska S. Choice of electric engines connection circuits in electric machine unit of electric power generation device // *Majlesi Journal of Electrical Engineering*. – 2018. – vol.12. – no.4. – pp. 85-93.

REFERENCES

1. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Strelnikova V.A. The main inventions for technologies of the magnetic-pulsed attraction of the sheet metals. A brief review. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.3, pp. 43-52. doi: 10.20998/2074-272X.2018.3.06.
2. Eguia I., Mangas A., Iturbe R., Gutierrez Ma.A. Electromagnetic forming of longitudinal strengthening ribs in roll formed automotive profiles. *Proceedings of 4th International Conference on High Speed Forming. ICHSF 2010, Columbus*, 2010, pp. 198-207. doi: 10.17877/DE290R-12593.

3. Psyk V., Risch D., Kinsey B.L., Tekkaya A.E., Kleiner M. Electromagnetic forming – A review. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, vol.211, no.5, pp.787-829. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012.
4. *Welcome to BETAG Innovation*. Available at: <http://www.betaginnovation.com> (accessed 17 June 2018).
5. Landau L.D., Lifshits E.M. *Elektrodinamika sploshnyh sred T. 8* [Continuum Electrodynamics. Vol.8]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2005. 656 p. (Rus).
6. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A., Strelnikova V.A. Numerical estimates of currents and forces in linear tools of the magnetic-pulse attraction of metals. Part 1: Low electrical conductance metals. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.5, pp. 40-44. doi: 10.20998/2074-272X.2019.5.07.
7. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Shinderuk S.A. Calculation of fields and currents in the induction system with the attractive screen and the additional coil as a tool for the straightening. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.1, pp. 57-62. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2015.1.11.
8. Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Sabokar O.S. Magnetic pulsed processing of metals for advanced technologies of modernity – a brief review. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.5, pp. 35-39. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.05.
9. Gnatov A., Argun S. New method of car body panel external straightening: tools of method. *International Journal of Vehicular Technology*, 2015, vol.2015, pp. 1-7. doi: 10.1155/2015/192958.
10. Hnatov A., Arhun S., Dziubenko O., Ponikarovska S. Choice of electric engines connection circuits in electric machine unit of electric power generation device. *Majlesi Journal of Electrical Engineering*, 2018, vol.12, no.4, pp. 85-93.

Поступила (received) 19.04.2019

Батыгин Юрий Викторович¹, д.т.н., проф.,
 Чаплыгин Евгений Александрович¹, к.т.н., доц.,
 Шиндерук Светлана Александровна¹, к.т.н., доц.,
 Стрельникова Виктория Анатольевна¹, аспирант,
¹ Харьковський національний автомобільно-дорожній
 університет,
 61002, Харків, ул. Ярослава Мудрого, 25,
 тел/phone +380 57 7003852,
 e-mail: yu.v.batygin@gmail.com; chaplygin.e.a@gmail.com;
 s.shinderuk.2016102@ukr.net; v.strelnikova91@gmail.com

Yu.V. Batygin¹, E.A. Chaplygin¹, S.A. Shinderuk¹, V.A. Strelnikova¹
¹ Kharkiv National Automobile and Highway University,
 25, Yaroslava Mudrogo Str., Kharkov, 61002, Ukraine.

Numerical estimates of currents and forces in linear tools of the magnetic-pulse attraction of metals. Part 2: High electrical conductance metals.

Purpose. The purpose of the present work is substantiating workability of the linear tools of the magnetic-pulse attraction of thin-walled sheet metals with high electrical conductance, the principle of which is based on the force interaction of two conductors with unidirectional currents during intensive penetration of the acting electromagnetic fields. Constructively, one of these conductors in the linear tools is the so-called main current lead (an analog of the inductor in EMF) and the second one is the part of the sheet metal which has to be deformed. **Methodology.** For numerical estimates the analytical dependences are obtained with help of the methods of electromagnetic field theory as well the standard programs from the Wolfram Mathematica package used. **Results.** The fulfilled calculations illustrate the amplitude-temporal dependences for the excited currents and forces under the demanded decrease of the operating frequencies of the acting electromagnetic fields. The efficiency of the linear magnetic-pulse tools is based on the excitation of the mutual attraction forces of conductors with low-frequency unidirectional currents. **Originality.** By the example of aluminum, which is the main raw material in modern aviation and automotive industry, it has been found that for processing the metals with high electrical conductance demand a significant decreasing operating frequencies, what is necessary for intensifying the penetration processes of acting fields and, accordingly, for exciting the real attractive forces. **Practical value.** The results of the work allow formulating the based recommendations for the creation and practical application of the linear magnetic-pulse attraction tools for the progressive technologies of restoring the damaged areas of bodies coatings from the thin-walled sheet metals with the high specific electrical conductivity. References 10, figures 4.

Key words: metals with high electrical conductance, intensive field penetration, magnetic-pulse attraction of conductors with unidirectional currents, linear tools for eliminating dents in body coatings.

А.В. Беспрозванных, А.В. Рогинский

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПОЛУПРОВОДЯЩИХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ РЕГУЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ В ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ ИЗОЛЯЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Представлена методика розрахунку розподілу електричного поля по поверхні ізоляції і протівокоронного напівпровідного покриття в лобовій частині стрижня високовольтної електричної машини. Отримано в залежності від питомого поверхневого опору напівпровідного покриття розподіл електричного потенціалу по поверхні протівокоронного покриття та ізоляції. Обґрунтовано діапазон значень питомого поверхневого опору протівокоронного покриття для ефективного регулювання електричного поля. Достовірність розрахунків підтверджено експериментальними дослідженнями розподілу потенціалу по поверхні протівокоронного напівпровідного нелінійного покриття уздовж лобової частини зразків стрижнів гідрогенератора на лінійну напругу 20 кВ. Представлено результати експериментальної перевірки стабільності нелінійних властивостей покриттів в процесі тривалого електричного і теплового старіння спеціально виготовлених зразків покриття. Ефективність регулювання електричного поля напівпровідними покриттями підтверджено результатами випробувань зразків стрижнів гідрогенератора СВ 1500/100-12 в початковому стані і після комплексного тривалого впливу електричного поля і температури. Бібл. 14, рис. 6.

Ключові слова: лобова частина стрижня, зовнішні часткові розряди, електричне поле, регулювання електричного поля, протівокоронне напівпровідне покриття, питомий поверхневий опір, розподіл електричного потенціалу, стабільність нелінійних властивостей, тривале електричне і теплове старіння.

Представлена методика расчета распределения электрического поля по поверхности изоляции и противокоронного полупроводящего покрытия в лобовой части стержня высоковольтной электрической машины. Получено в зависимости от удельного поверхностного сопротивления полупроводящего покрытия распределение электрического потенциала по поверхности противокоронного покрытия и изоляции. Обоснован диапазон значений удельного поверхностного сопротивления противокоронного покрытия для эффективного регулирования электрического поля. Достоверность расчетов подтверждена экспериментальными исследованиями распределения потенциала по поверхности противокоронного полупроводящего нелинейного покрытия вдоль лобовой части образцов стержней гидрогенератора на линейное напряжение 20 кВ. Представлены результаты экспериментальной проверки стабильности нелинейных свойств покрытий в процессе длительного электрического и теплового старения специально изготовленных образцов покрытия. Эффективность регулирования электрического поля полупроводящими покрытиями подтверждена результатами испытаний образцов стержней гидрогенератора СВ 1500/100-12 в исходном состоянии и после комплексного длительного воздействия электрического поля и температуры. Библ. 14, рис. 6.

Ключевые слова: лобовая часть стержня, внешние частичные разряды, электрическое поле, регулирование электрического поля, противокоронное полупроводящее покрытие, удельное поверхностное сопротивление, распределение электрического потенциала, стабильность нелинейных свойств, длительное электрическое и тепловое старение.

Введение. Одной из главных проблем при изготовлении высоковольтных электрических машин является подавление внешних частичных разрядов, возникающих в пазовой части обмотки из-за разности потенциалов между поверхностью изоляции и сердечником статора и в лобовой части из-за резкого скачка напряженности электрического поля в месте выхода обмотки из паза [1-3].

Регулирование электрического поля в изоляции статорной обмотки, обеспечивающего подавление частичных разрядов в воздушных зазорах между поверхностью изоляции и стенками пазов и устранение скользящих разрядов по поверхности изоляции в местах выхода обмоток из паза статора, состоит в применении проводящих и полупроводящих покрытий. Обострение конкуренции и стремление снизить стоимость электрических машин высокого напряжения за счет существенного увеличения электрических и тепловых нагрузок электроизоляционной системы приводят к усложнению работы противокоронных покрытий на поверхности изоляции статорной обмотки и повышению интенсивности разрядных процессов, которые существенно сокращают срок службы изоляции при отказе покрытий [4-9]. В связи с вышесказанным возникает необходимость применения противокоронных покрытий, обеспечивающих эффективное

регулирование электрического поля в процессе эксплуатации высоковольтных электрических машин.

Целью статьи является анализ эффективности выравнивания электрического поля по поверхности изоляции статорной обмотки высоковольтных электрических машин полупроводящими противокоронными покрытиями.

Постановка проблемы. Корпусная изоляция статорной обмотки является наиболее нагруженным элементом, подвергающимся одновременному воздействию электрического поля, температуры и термомеханических напряжений. Особо высокие требования к современному изоляционному системам предъявляются в связи с проектированием и изготовлением мощных турбогенераторов с воздушным охлаждением. Допустимая рабочая напряженность электрического поля корпусной изоляции (в области плоской стороны стержня) достигает значений (3-3,2) кВ/мм для изоляции, изготовленной методом вакуум-нагнетательной пропитки для проводников с оптимизированной геометрией (с закругленными углами) [2, 3]. Повышение требований к надежности мощных электрических машин привело к необходимости использования при изготовлении статорной корпусной изоляции материалов, характеризующихся повышенной стабильностью физико-химических и электро-

© А.В. Беспрозванных, А.В. Рогинский

изоляционных свойств. Традиционно для этой цели применяются комбинированные слюдосодержащие ленты, в которых в качестве подложки используются стеклотенты, а в качестве диэлектрического барьера – слюдобумаги, пропитанные эпоксиноволачными смолами. Повышение содержания слюды в слюдобумагах обеспечивает существенный рост длительной электрической прочности изоляции [10]. Уровень напряженности электрического поля, при котором работает электрическая изоляция паза стержня, зависит как от номинального напряжения машины, толщины изоляции, так и конфигурации поверхности меди стержня и паза статора. Как правило, современные мощные турбогенераторы имеют пазы и стержни прямоугольной формы. При такой форме электродов максимальные значения напряженности электрического поля [11] имеют место на углах токоведущего стержня (рис. 1, кривая 5: эквипотенциальная поверхность $\varphi = \pi$, номер силовой линии равен $\psi = 0$), а изоляция по объему паза нагружается крайне неравномерно. В углу паза, т.е. при $\varphi = 0$ и $\psi = 0$, напряженность электрического поля равна 0 (рис. 1, кривая 3). Степень выравнивания электрического поля в пазу статора характеризуется коэффициентом неравномерности электрического поля K , равным отношению максимальной напряженности поля E_{\max} , имеющей место в пазу, к напряженности равномерного поля E_{midl} , т.е. при достаточном удалении от угла токоведущего стержня (рис. 1, кривая 1: эквипотенциальная поверхность $\varphi = \pi/2$ и $\psi \rightarrow \infty$).

Пазовая часть секции статорной обмотки устанавливается в паз сердечника свободно, существующие неровности и разброс в размерах паза сердечника и секции обуславливают наличие некоторого воздушного зазора (не более 1 мм) между поверхностью изоляции и сердечником. Образуется двухслойная изоляционная система: твердая изоляция – газообразный диэлектрик (воздух). Пробой воздушной прослойки (частичный разряд), находящейся в условиях сильно неоднородного электрического поля, произойдет при напряжении, меньше рабочего [11-13].

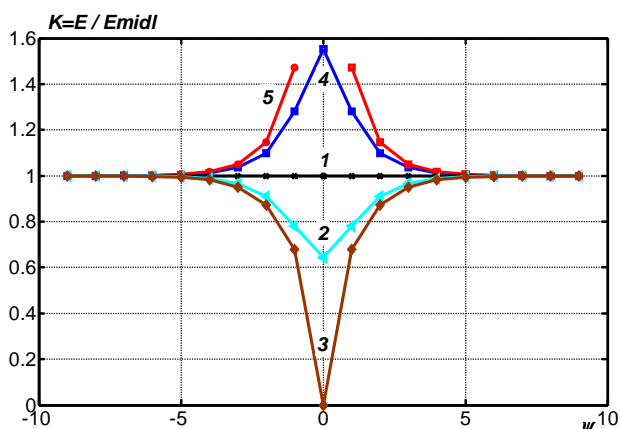


Рис. 1. Коэффициент неравномерности электрического поля K в пазу статорной обмотки турбогенератора на линейное напряжение 20 кВ: кривая 1 – $\varphi = \pi/2$ и $\psi \rightarrow \infty$; кривая 2 – $\varphi = \pi/4$ и $\psi = 0$; кривая 3 – $\varphi = 0$ и $\psi = 0$; кривая 4 – $\varphi = 3/4\pi$ и $\psi = 0$; кривая 5 – $\varphi = \pi$ и $\psi = 0$

Поверх изоляции стержня наносится полупроводящее покрытие, электрически соединяемое со стенками паза. Такое покрытие с низким значением удель-

ного поверхностного сопротивления («проводящее») обеспечивает контакт во многих точках между покрытием и стенками паза, то есть вся поверхность пазовой части оказывается заземленной. В результате устраняется разность потенциалов между поверхностью изоляции и стенкой паза. Обычно это лента или лак на основе графита. С одной стороны, проводимость покрытия должна быть достаточной, чтобы устранять частичные разряды в пазу, которые развиваются при возникновении разности потенциалов между поверхностью изоляции и статором. С другой – не должна быть меньше определенного уровня, при котором происходит замыкание листов статора, что в свою очередь приводит к появлению вихревых токов и возрастанию потерь. Удельное поверхностное сопротивление пазового покрытия ρ_s лежит в диапазоне ($10^2 - 10^4$) Ом, что обеспечивает уменьшение вероятности пробоя воздушных зазоров между стержнем и стенкой паза исключаются.

В лобовых частях стержни с изоляцией находятся в газовой среде. Большая часть напряжения падает на газовые промежутки. В этом случае составляющая напряженности электрического поля вдоль поверхности становится меньше критической напряженности начала ионизации воздуха или водорода [11-13]. Пазовое (проводящее) покрытие выходит за пределы паза для устранения коронирования в месте выхода обмотки из паза, где напряженность электрического поля в воздухе достаточно высока для развития разрядных процессов. При отсутствии защитных мер в месте выхода стержня из паза происходит резкий скачок напряженности электрического поля, который может привести к возникновению внешних краевых разрядов (короны и разрядов вдоль поверхности твердой изоляции) на поверхности лобовой части катушки или стержня электрической машины. Для устранения эффекта коронирования необходимо обеспечить плавное распределение электрического потенциала по поверхности изоляции лобовых частей стержней.

Регулирование электрического поля в лобовой части изоляции статорной обмотки высоковольтных электрических машин. В лобовой части применяют противокоронное покрытие, имеющее большие значения удельного поверхностного сопротивления ($10^5 - 10^9$) Ом [6-8]. В лобовых частях полупроводящий слой накладывается на длине 20-25 см. Для этого используются полупроводящие покрытия, выполненные на основе эмали [6-8], в которых наполнителями являются проводящие порошки: сажа или графит с линейной вольт-амперной характеристикой. Дисперсность сажи или графита существенно влияет на эксплуатационные свойства противокоронной защиты [9].

Наиболее предпочтительными являются нелинейные покрытия с резко выраженной нарастающей зависимостью удельной поверхностной проводимости от напряженности электрического поля (рис. 2).

Покрытие создает участок длиной l_s с удельным поверхностным сопротивлением ρ_s (рис. 3), причем поверхностное сопротивление покрытия значительно меньше поверхностного сопротивления изоляции ρ_{inss} . Т.к. $\rho_s \ll \rho_{\text{inss}}$, то составляющая напряженности элек-

трического поля E_{O_s} вдоль поверхности изоляции в точке O уменьшается. Но у конца покрытия (в точке K) образуется новая область с резкооднородным полем.

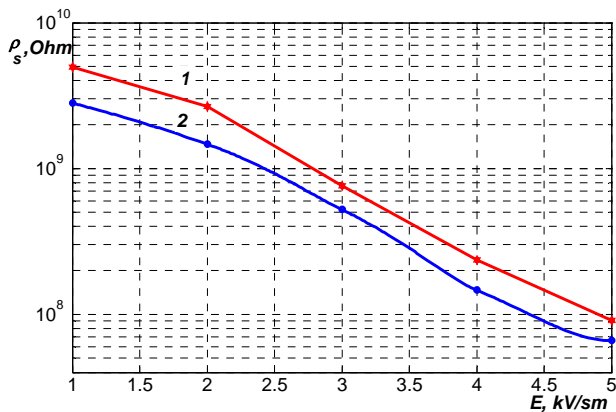


Рис. 2. Экспериментальная зависимость напряженности электрического поля выпрямленной частоты удельного поверхностного сопротивления противокоронного покрытия на основе нелинейного компаунда (кривая 1) и покрытия в виде ленты (кривая 2)

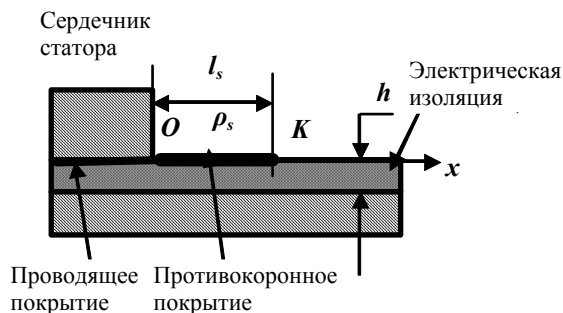


Рис. 3. Схематичное представление фрагмента лобовой части стержня с изоляцией и противокоронным покрытием

В отсутствие полупроводящего покрытия напряженность электрического поля в точке O

$$E_{oo} = U_o \sqrt{\omega \rho_{ins_s} C_s} = U_o \sqrt{\omega \rho_{ins_s} \varepsilon_0 \varepsilon / h}, \quad (1)$$

где U_o – потенциал (напряжение) в точке O ; $\omega = 2\pi f$ – круговая частота; $C_s = \varepsilon_0 \varepsilon / h$ – емкость изоляции толщиной h с диэлектрической проницаемостью ε ; $\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м – электрическая постоянная.

При наличии полупроводящего покрытия напряженность электрического поля становится равной

$$E_{O_s} = U_o \sqrt{\omega \rho_s \varepsilon_0 \varepsilon / h}, \quad (2)$$

т.е. покрытие обеспечивает снижение E_{oo} в $\sqrt{\rho_{ins_s} / \rho_s}$ раз.

Емкостные токи, протекающие по полупроводящему покрытию, вызывают падение напряжения вдоль покрытия, вследствие чего E_K становится меньше в сравнении с E_{oo} , т.е. в отсутствие покрытия. Напряженность электрического поля у края покрытия определяется выражением

$$E_K = 2U_o \sqrt{\omega \rho_{ins_s} \varepsilon_0 \varepsilon / h} \exp(-\sqrt{\omega \rho_s \varepsilon_0 \varepsilon / 2h} \cdot l_s). \quad (3)$$

Подбором значений l_s и ρ_s можно добиться снижения E_{oo} и E_K до допустимых уровней, при которых отсутствуют поверхностные разряды.

Условием для выбора значений удельного поверхностного сопротивления ρ_s полупроводящего по-

крытия является неравенство $E_{O_s} \leq E_{Od}$, которое вместе с выражением (1) для определения напряженности электрического поля в точке O E_{oo} дает возможность определить верхнюю границу удельного поверхностного сопротивления полупроводящего покрытия

$$\rho_s \leq \frac{E_{Od} h}{\omega \varepsilon_0 \varepsilon U_{so}^2}, \quad (4)$$

где U_{so} – расчетное значение напряжения, E_{Od} – допустимая напряженность в точке O (в воздухе, при наибольшем рабочем напряжении промышленной частоты), определяемое, например, на основании эмпирического закона Пашена для газообразных диэлектриков [13, 14].

Выбор длины покрытия l_s определяется из условия

$$l_s \geq \sqrt{\frac{2h}{\omega \rho_s \varepsilon_0 \varepsilon}} \ln \left(\frac{2U_{so}}{E_{Kd}} \sqrt{\frac{\omega \rho_{ins_s} \varepsilon_0 \varepsilon}{h}} \right). \quad (5)$$

Допустимое значение напряженности электрического поля E_{Kd} в точке K зависит от толщины изоляции h , электрофизических характеристик изоляции и полупроводящего покрытия соответственно.

На рис. 4 показано влияние удельного поверхностного сопротивления противокоронного покрытия ρ_s на распределение потенциала по полупроводящему покрытию (кривые 1, 2 и 3) и по поверхности изоляции (кривые 1', 2' и 3') статорной обмотки высоковольтной электрической машины на линейное напряжение $U_l = 20$ кВ вдоль лобовой части стержней. Кривые 1 и 1' соответствуют значениям удельного поверхностного сопротивления противокоронного покрытия $\rho_s = 5 \cdot 10^6$ Ом; кривые 2 и 2' – $\rho_s = 5 \cdot 10^7$ Ом; кривые 3 и 3' – $\rho_s = 5 \cdot 10^8$ Ом (рис. 4). Большие значения удельного поверхностного сопротивления полупроводящих слоев приводят к меньшим значениям напряжения на изоляции лобовых частей стержней (сравни кривые 1' и 3' в области малых значений l_s). Увеличение удельного поверхностного сопротивления покрытия обуславливает уменьшение длины полупроводящего покрытия.

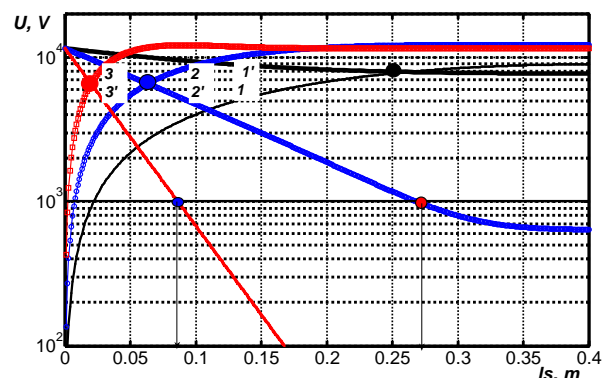


Рис. 4. Распределение потенциала по поверхности противокоронного покрытия (кривые 1, 2 и 3) и изоляции (кривые 1', 2' и 3') соответственно

Увеличение ρ_s с $5 \cdot 10^6$ Ом до $5 \cdot 10^8$ Ом приводит к пересечению кривых распределения потенциала по поверхности противокоронного покрытия и изоляции, т.е. равенству потенциалов, при значительно

меньших, более чем в 25 раз, значениях расстояния l_s (сравни кривые 1, 1' и 3, 3' на рис. 4). Длина полупроводящего покрытия, обеспечивающая уменьшение потенциала в точке K не менее, чем в 10 раз относительно максимального значения в точке O , может быть принята равной 27,5 см и 7 см для покрытий со значениями удельного поверхностного сопротивления $5 \cdot 10^7$ Ом и $5 \cdot 10^8$ Ом соответственно (см. кривые 2' и 3' на рис. 4). В таком случае напряжение на поверхности изоляции не превышает 1 кВ. Для полупроводящего покрытия с удельным поверхностным сопротивлением $5 \cdot 10^6$ Ом эффективность выравнивания электрического поля крайне низкая (см. кривую 1' на рис. 4).

Соответствие между расчетными (кривые 1 и 2) и экспериментальными (точки под №3-6) результатами распределения электрического потенциала по поверхности противокоронного покрытия вдоль лобовой части приведено на рис. 5. В образцах стрежней гидрогенератора СВ 1500/100-12 применено противокоронное покрытие на основе нелинейного компаунда (символы под №3 и 4) и в виде ленты (символы под №5 и 6). Приложенное напряжение выпрямленной частоты соответствует 10,5 кВ (символы под №3 и 5 на рис. 5) и 15,75 кВ (символы под №4 и 6 на рис. 5) соответственно. Модельные зависимости распределения потенциала по полупроводящему покрытию (кривые 1 и 2 на рис. 5) для статорной обмотки высоковольтной электрической машины на линейное напряжение 20 кВ соответствуют удельному поверхностному сопротивлению $5 \cdot 10^8$ Ом (кривая 1) и $5 \cdot 10^7$ Ом (кривая 2) соответственно.

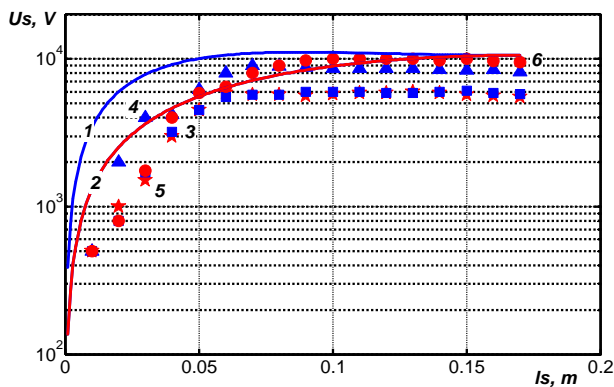


Рис. 5. К достоверности результатов расчета распределения потенциала по поверхности противокоронного покрытия вдоль лобовой части стрежней высоковольтной электрической машины

Стабильность нелинейных свойств полупроводящих противокоронных покрытий в процессе электрического и теплового старения. Проверка стабильности нелинейных свойств покрытий проведена по результатам длительного электрического и теплового старения специально изготовленных образцов. Образцы в количестве 10 штук для каждого типа покрытия подвергнуты электрическому старению при напряженности электрического поля 2,5 кВ/см промышленной частоты в течение 220 часов с последующим тепловым старением при температуре 175 °С на протяжении 100 часов. Электрическое старение проведено в два цикла:

первый – 60 часов, второй – 160 часов. В исходном состоянии и после каждого цикла электрического и теплового старения проведены измерения удельного поверхностного сопротивления при выпрямленном испытательном напряжении. На рис. 6 приведена 3D диаграмма динамики изменений удельного поверхностного сопротивления образцов нелинейного противокоронного покрытия в процессе старения (ρ_{sa}) относительно исходного, до старения, состояния (ρ_s) в зависимости от напряженности электрического поля. Цифры на рис. 6 относятся: к противокоронному покрытию на основе нелинейного компаунда – 1, 2, 3; противокоронному нелинейному покрытию в виде ленты в один слой в полперекрытия – 4, 5, 6 и в два слоя в полперекрытия – 7, 8, 9 после циклов электрического и теплового старения соответственно.

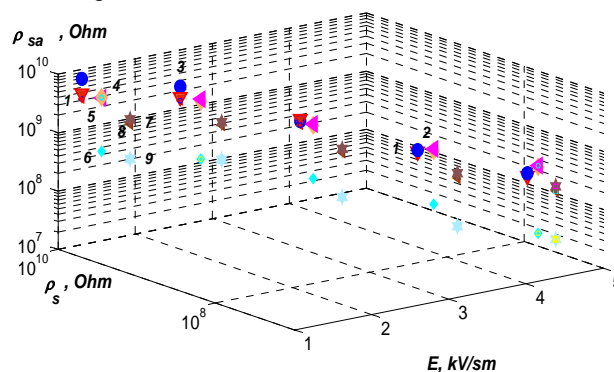


Рис. 6. Динамика изменения удельного поверхностного сопротивления противокоронных полупроводящих покрытий в процессе длительного электрического и теплового старения образцов

Для нелинейного покрытия в виде компаунда отмечается рост удельного поверхностного сопротивления после циклов старения, что связано, очевидно, дополимеризацией компаунда под действием электрического и теплового воздействия, выступающих в роли инициаторов процесса полимеризации. Для нелинейного покрытия в виде ленты после циклов электрического старения также отмечается рост удельного поверхностного сопротивления относительно исходного состояния. После теплового старения – незначительное уменьшение ρ_{si} . Важно, что во всем диапазоне напряженности электрического поля сохраняется нелинейность удельного поверхностного сопротивления покрытий. Нижняя граница ρ_{si} после теплового старения соответствует 10^7 Ом (см. рис. 6, цифры 3, 6 и 9), что свидетельствует о достаточной эффективности регулирования электрического поля (см. рис. 5, кривые 1 и 2).

Стабильность свойств нелинейных противокоронных полупроводящих покрытий подтверждается результатами испытаний образцов стрежней гидрогенератора СВ 1500/100-12 в исходном состоянии и после комплексного воздействия электрического поля напряжением промышленной частоты, равного $2,5 \cdot U_l / \sqrt{3}$, и температуры 120 °С в течение 260 часов. В исходном состоянии: распределением электрического потенциала вдоль нелинейного противокоронного покрытия по длине лобовой части (см. рис. 3). После комплексного воздействия: визуальным отсутствием свечения при подаче испытательного напря-

жения, превышающем номинальное на 50 %; визуальным отсутствием скользящих разрядов при испытании изоляции пазовой части стержней испытательным напряжением, равным $(3U_i/\sqrt{3}+3)$ кВ; внешним видом покрытия; высокими значениями напряжения перекрытия по изоляции.

Выводы. Предложена методика для расчета распределения электрического потенциала по поверхности изоляции вдоль лобовой части стержней высоковольтной электрической машины при применении полупроводящих покрытий, обеспечивающих выравнивание напряженности электрического поля и устранение скользящих разрядов.

Получено распределение электрического потенциала по поверхности противокоронного покрытия и изоляции в лобовой части стержня высоковольтной электрической машины при вариациях удельного поверхностного сопротивления полупроводящего покрытия.

Предложенная методика может быть применена для обоснования длины покрытия в лобовой части высоковольтных электрических машин в зависимости от электрофизических характеристик покрытия, электрической изоляции и толщины.

Полученные расчетные данные согласуются с экспериментальными исследованиями распределения потенциала по поверхности противокоронного полупроводящего нелинейного покрытия вдоль лобовой части образцов стержней гидрогенератора на линейное напряжение 20 кВ.

Выполнена экспериментальная проверка стабильности нелинейных свойств специально изготовленных образцов покрытия в процессе длительного электрического и теплового старения, а также образцов стержней гидрогенератора СВ 1500/100-12 в исходном состоянии и после комплексного воздействия электрического поля напряжением 26,25 кВ промышленной частоты и температуры 120 °С в течение 260 часов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Grubelnik W., Roberts J., Koerbler B., Marek P. A new approach in insulation systems for rotating machines // *Proceedings Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo*, 2005. doi: 10.1109/eiec.2005.1566267.
2. Dal Mult G., Oldrati A., Zuninow F. New insulation systems for upgrading large turbogenerator driven by gas and steam turbines // *Proceedings of 16th International Conference DISEE*. – 2001. – pp. 97-100.
3. *Insulating Systems for High-Voltage Rotating Machines*. – Режим доступа: https://www.vonroll.com/userfiles/downloads/1535723465310105/1.02.1_HV%20MOTORS_EN.pdf.
4. Электроизоляционные материалы и системы изоляции для электрических машин. В двух книгах. Кн. 2 / В.Г. Огоньков и др.; под ред. В.Г. Огонькова, С.В. Серебрянникова. – М.: Издательский дом МЭИ, 2012. – 304 с.
5. Espino-Cortes F.P., Cherney E.A., Jayaram S. Effectiveness of stress grading coatings on form wound stator coil groundwall insulation under fast rise time pulse voltages // *IEEE Transactions on Energy Conversion*. – 2005. – vol.20. – no.4. – pp. 844-851. doi: 10.1109/tec.2005.853745.
6. Okamoto T., Yoshiyuki I., Kawahara M., Yamada T., Nakamura S. Development of potential grading layer for high voltage rotating machine // *Conference Record of the 2004 IEEE*

International Symposium on Electrical Insulation. doi: 10.1109/elinsl.2004.1380524.

7. Маламуд Р.Е., Багалеи Ю.В. Новая противокоронная эмаль // *Электротехническая промышленность*. – 1963. – №7. – С. 11-15.
8. Маламуд Р.Е., Багалеи Ю.В. Исследование закономерностей получения нелинейных свойств полупроводящих эмалей на основе порошков карбида кремния // *Электричество*. – 1976. – №9. – С. 63-66.
9. Гегенава А.Г. Свойства противокоронного покрытия статорных обмоток электрических машин высокого напряжения // *Электричество*. – 2002. – №9. – С. 64-66.
10. Беспрозванных А.В., Бойко А.Н., Рогинский А.В. Влияние диэлектрического барьера на распределение электрического поля в высоковольтной изоляции электрических машин // *Электротехника і електромеханіка*. – 2018. – №6 – С. 63-67. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.09.
11. Набока Б.Г., Беспрозванных А.В. Методические указания к решению задач оптимизации конструкций высоковольтных изоляционных промежутков по курсу «Расчет и конструирование изоляции». – Харьков, 1988. – 30 с.
12. Кучинский Г.С. Частичные разряды в высоковольтных конструкциях. – Л.: Энергия, 1979.
13. Беспрозванных А.В. Сильное электрическое поле и частичные разряды в многожильных кабелях // *Технічна електродинаміка*. – 2010. – №1. – С. 23-29.
14. Беспрозванных А.В., Кессаев А.Г., Мирчук И.А., Рогинский А.В. Выявление технологических дефектов в высоковольтной твердой изоляции электроизоляционных конструкций по характеристикам частичных разрядов // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2019. – №4 – С. 53-58. doi: 10.20998/2074-272X.2019.4.08.

REFERENCES

1. Grubelnik W., Roberts J., Koerbler B., Marek P. A new approach in insulation systems for rotating machines. *Proceedings Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Expo*, 2005. doi: 10.1109/eiec.2005.1566267.
2. Dal Mult G., Oldrati A., Zuninow F. New insulation systems for upgrading large turbogenerator driven by gas and steam turbines. *Proceedings of 16th International Conference DISEE*, 2001, pp. 97-100.
3. *Insulating Systems for High-Voltage Rotating Machines*. Available at: https://www.vonroll.com/userfiles/downloads/1535723465310105/1.02.1_HV%20MOTORS_EN.pdf (accessed 15.08.2018).
4. Ogonkov V.G., Serebryannikov S.V. *Elektroizoliatsionnye materialy i sistemy izoliatsii dlia elektricheskikh mashin. V dvukh knigakh. Kn. 2* [Electrical insulation materials and insulation systems for electrical machines. In 2 books. Book 2]. Moscow, Publishing house MEI, 2012. 304 p. (Rus).
5. Espino-Cortes F.P., Cherney E.A., Jayaram S. Effectiveness of stress grading coatings on form wound stator coil groundwall insulation under fast rise time pulse voltages. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2005, vol.20, no.4, pp. 844-851. doi: 10.1109/tec.2005.853745.
6. Okamoto T., Yoshiyuki I., Kawahara M., Yamada T., Nakamura S. Development of potential grading layer for high voltage rotating machine. *Conference Record of the 2004 IEEE International Symposium on Electrical Insulation*. doi: 10.1109/elinsl.2004.1380524.
7. Malamud R.E., Bagaley Yu.V. New anti-corona enamel. *Electrotechnical industry*, 1963, no.7, pp. 11-15. (Rus).
8. Malamud R.E., Bagaley Yu.V. Study of the laws of obtaining nonlinear properties of semiconducting enamels based on silicon carbide powders. *Electricity*, 1976, no.9, pp. 63-66. (Rus).
9. Gigenava A.G. Properties of anti-corona coating of stator windings of high voltage electric machines. *Electricity*, 2002, no.9, pp. 64-66. (Rus).

10. Bezprozvannykh G.V., Boyko A.N., Roginskiy A.V. Effect of a dielectric barrier on the electric field distribution in high-voltage composite insulation of electric machines. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.6, pp. 63-67. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.09.

11. Naboka B.G., Bezprozvannykh A.V. *Metodicheskie ukazaniia k resheniiu zadach optimizatsii konstruktivnykh vysokovol'tnykh izoliatsionnykh promezhukov po kursu «Raschet i konstruirovaniie izoliatsii»* [Methodical instructions to solving structural optimization of high insulation spaces on the course «Calculation and design of isolation»]. Kharkov, 1988. 30 pp. (Rus).

12. Kuchinsky G.S. *Chastichnye razriady v vysokovol'tnykh konstruktivnykh* [Partial discharges in high voltage structures]. Leningrad, Energiia Publ., 1979. (Rus).

13. Bezprozvannykh A.V. High electric field and partial discharges in bundled cables. *Technical electrodynamics*, 2010, no.1, pp. 23-29. (Rus).

14. Bezprozvannykh G.V., Kyessayev A.G., Mirchuk I.A., Roginskiy A.V. Identification of technological defects in high-voltage solid insulation of electrical insulation structures on the characteristics of partial discharges. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.4, pp. 53-58. doi: 10.20998/2074-272X.2019.4.08.

Поступила (received) 25.10.2019

Безпрозванных Анна Викторовна¹, д.т.н., проф.,
Рогинский Александр Владимирович², аспирант,

¹ Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +38 057 7076010,

e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua

² Государственное предприятие «Завод «Электротяжмаш»,
61089, Харьков, Московский проспект, 299,
e-mail: roginский.av@gmail.com

G.V. Bezprozvannykh¹, A.V. Roginskiy²

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² SE Plant Electrotyazhmash,
299, Moskovsky Ave., Kharkiv, 61089, Ukraine.

Efficiency of application of semiconductive coatings for regulation of electric field in high-voltage insulation of electric machines.

Introduction. Intensification of competition and the desire to reduce the cost of high-voltage electric machines due to a significant increase in the electrical and thermal loads of the electrical insulation system complicate the operation of anti-corona coatings on the insulation surface of the stator winding and increase the intensity of discharge processes, which significantly reduce the life of the insulation in case of failure of the coatings. **Purpose.** The analysis of the efficiency of alignment of the electric field along the insulation surface of the stator winding of high-voltage electric machines with semiconductor anti-corona coatings. **Methodology.** A method for calculating the electric potential distribution along the surface of the winding insulation during the use of semiconductive coatings providing alignment decrease the electric field and eliminating the appearance of moving discharges. The reliability of the calculations is confirmed by experimental studies of the potential distribution over the surface of the anti-corona semiconducting non-linear coating along the frontal part of the samples of the rod of the hydrogenerator for a linear voltage of 20 kV. **Practical value.** The proposed methodology for calculating the distribution of the electric field over the surface of the insulation and the anti-corona semiconductive coating can be applied to justify the length of the coating in the frontal part of high-voltage electrical machines depending on the electro-physical characteristics of the coating, electrical insulation, and thickness. The results of an experimental verification of the stability of the nonlinear properties of coatings during prolonged electrical and thermal aging of specially made coating samples are presented. References 14, figures 6.

Key words: frontal part of the rod, external partial discharges, electric field, regulation of the electric field, semiconductive coating, surface resistivity, distribution of electric potential, stability of nonlinear properties, long-term electric and thermal aging.

В.Ю. Розов, В.С. Гринченко, А.В. Ерисов, П.Н. Добродеев

ЭФФЕКТИВНОЕ КОНТУРНОЕ ЭКРАНИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ТРЕХФАЗНЫХ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ ПРИ ОГРАНИЧЕННОМ ТЕПЛОМ ВОЗДЕЙСТВИИ НА СИЛОВЫЕ КАБЕЛИ

Запропоновано новий тип пасивного екрану для зменшення магнітного поля трифазних кабельних ліній електропередачі із прокладанням кабелів за схемою «у площині». Розроблений одноконтурний екран має несиметричний магнітний зв'язок з кабельною лінією, обумовлений використанням двох різних ферромагнітних осердь, та характеризується підтвердженою експериментально високою ефективністю екранування при мінімальному тепловому впливі на кабельну лінію за рахунок віддалення від неї екранних кабелів на відстань $0,2 \div 0,3$ м. Отримано співвідношення для визначення ефективності екранування, параметрів екрану та осердь. Бібл. 18, рис. 5.

Ключові слова: кабельна лінія, магнітне поле, екранування, контурний екран, ферромагнітне осердя.

Предложен новый тип пассивного экрана для уменьшения магнитного поля трехфазных кабельных линий электропередачи с прокладкой кабелей по схеме «в плоскости». Разработанный одноконтурный экран имеет несимметричную магнитную связь с кабельной линией, обусловленную использованием двух разных ферромагнитных сердечников, и характеризуется подтвержденной экспериментально высокой эффективностью экранирования при минимальном тепловом воздействии на кабельную линию за счет удаления от нее экранирующих кабелей на расстояние $0,2 \div 0,3$ м. Получены соотношения для определения эффективности экранирования, параметров экрана и сердечников. Библ. 18, рис. 5.

Ключевые слова: кабельная линия, магнитное поле, экранирование, контурный экран, ферромагнитный сердечник.

Введение. Высоковольтные трехфазные кабельные линии (КЛ) широко используются в развитых странах мира для передачи электрической энергии в городах, и являются наиболее перспективным средством передачи электрической энергии и для Украины. Это обусловлено тем, что КЛ имеют ряд преимуществ над традиционными воздушными линиями электропередачи (ВЛ).

Во-первых, ширина охранной зоны ВЛ 110 кВ, широко используемых в городах, составляет 40 м, в то время как ширина охранной зоны КЛ 110 кВ не превышает 2 м [1]. Поэтому трасса КЛ не требует отчуждения больших и дорогостоящих городских земельных участков. Во-вторых, уровень магнитного поля ВЛ не удовлетворяет современным требованиям в части экологической безопасности. Так, в соответствии с [1, 2] магнитное поле промышленной частоты (МП) не должно превышать 0,5 мкТл внутри жилых помещений и 10 мкТл в зоне жилой застройки. В [3, 4] экспериментально и путем численного моделирования показано, что МП в домах, расположенных вблизи ВЛ, может превышать предельно допустимый уровень 0,5 мкТл. Для МП КЛ данный норматив обычно выполняется, поскольку расстояние между кабелями КЛ на порядок меньше расстояния между проводами ВЛ и, соответственно, интенсивность спада МП при удалении от КЛ выше [5].

В то же время, непосредственно над КЛ величина МП зачастую превышает предельно допустимый уровень 10 мкТл для зоны жилой застройки. Современные трехфазные КЛ выполняются из одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена. В зонах муфтовых соединений КЛ 35–110 кВ расстояние между кабелями составляет не менее 0,5 м [1, 2]. При этом МП КЛ может превышать допустимый уровень более чем в 4 раза, что вызывает необходимость принятия мер для его уменьшения.

Для уменьшения МП КЛ могут использоваться как различные типы пассивных экранов [6–12], так и

системы активного экранирования [13, 14]. Преимуществом пассивных экранов является отсутствие источников электрической энергии, которые используются в активных системах для создания компенсирующего МП. По принципу действия пассивные экраны можно разделить на электромагнитные экраны [6, 7], магнитные (магнитостатические) [8, 9] и контурные [10–12]. Наиболее технологичными являются контурные экраны типа НМСРЛ с ферромагнитными элементами, за счет применения которых достигается сравнительно высокая эффективность экранирования МП [10, 11]. Пример практической реализации экрана НМСРЛ показан на рис. 1. Существенным недостатком этого экрана является близкое расположение экранирующих кабелей к кабелям КЛ, обусловленное необходимостью обеспечения требуемого коэффициента экранирования. Это приводит к дополнительному нагреву КЛ и снижению ее пропускной способности.

Целью данной работы является разработка контурного экрана для уменьшения магнитного поля в зонах муфтовых соединений кабельных линий, оказывающего минимальное тепловое воздействие на кабельную линию при сохранении высокой эффективности экранирования.

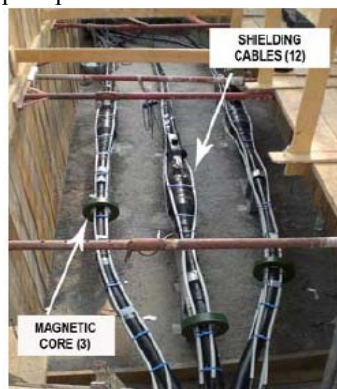


Рис. 1. Контурный экран НМСРЛ с ферромагнитными сердечниками, экранирующие кабели которого расположены на КЛ

© В.Ю. Розов, В.С. Гринченко, А.В. Ерисов, П.Н. Добродеев

Объектом исследования является МП КЛ при прокладке кабелей по схеме «в плоскости», используемой в зонах муфтовых соединений [1, 2].

Основная идея работы заключается в применении экрана, состоящего из одного проводящего контура и двух ферромагнитных сердечников (рис. 2). Такой экран обеспечивает компенсацию дипольной составляющей МП КЛ, преобладающей в точках нормирования МП, удаленных от КЛ на расстояние, более чем вдвое превышающее ее ширину. При этом кабели экрана удалены от КЛ на расстояние $0,2 \div 0,3$ м, что позволяет минимизировать тепловое влияние экрана на КЛ, а ферромагнитные сердечники усиливают магнитную связь между экраном и КЛ, обеспечивая высокую эффективность экранирования.

Одноконтурный экран с ферромагнитными сердечниками и несимметричной магнитной связью с КЛ. В [15] показано, что используя преобразование Кларк токи трехфазной линии могут быть представлены как суперпозиция трех компонент: токов α -компоненты, токов β -компоненты и токов «нулевой» компоненты. Если линия электропередачи является симметричной, токи «нулевой» компоненты равны нулю. На основе этого в [16] МП трехфазной линии электропередачи с расположением проводов в одной плоскости (горизонтальной или вертикальной) рассмотрено как суперпозиция α -компоненты МП и β -компоненты МП, которые создаются соответствующими компонентами токов. Также было показано, что величина β -компоненты МП в несколько раз превосходит величину α -компоненты. Качественное объяснение дано в [17], где отмечается, что β -компонента МП КЛ по сути является его дипольной составляющей.

Согласно [15] ток β -компоненты, при прокладке кабелей по схеме «в плоскости», течет по замкнутому контуру, образованному жилами крайних кабелей. Амплитуда тока β -компоненты в $\sqrt{3}/2$ раз больше амплитуды тока в жиле, а фазовый сдвиг относительно тока жилы составляет $\pm\pi/6$ в зависимости от кабеля. Для компенсации β -компоненты МП КЛ участки P_1P_2 и P_3P_4 предлагаемого одноконтурного экрана (рис. 2, а) расположены параллельно кабелям КЛ. Эти участки удалены от КЛ и находятся на некоторой высоте H для минимизации теплового воздействия токов экрана на КЛ.

Длина участков P_1P_2 и P_3P_4 обозначена через l . Характерные размеры участков P_4P_1 и P_2P_3 намного меньше l , поэтому l можно считать длиной экрана.

На участке P_4P_1 установлены два ферромагнитных сердечника, охватывающие кабель экрана и соответствующий кабель КЛ. Каждый сердечник выполнен разрезным для упрощения монтажа предлагаемого контурного экрана (рис. 2, б). Литеры маркировки сердечников соответствуют обозначениям кабелей КЛ, которые они охватывают. Сердечник характеризуется тремя параметрами: эффективной магнитной проницаемостью μ , сечением S_{core} и длиной l_{core} средней линии сердечника.

В целом, представленный контурный экран характеризуется следующими параметрами:

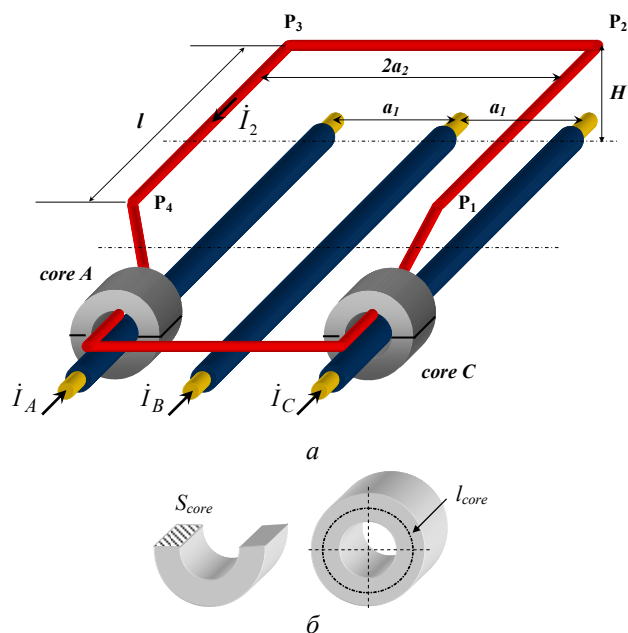


Рис. 2. Конструктивное исполнение предлагаемого одноконтурного экрана (а) с ферромагнитными сердечниками (б)

- высота H расположения экрана над КЛ;
- ширина экрана $2a_2$ (расстояние между параллельными участками P_1P_2 и P_3P_4);
- длина l экрана (длина участков P_1P_2 и P_3P_4);
- удельная проводимость σ и радиус r поперечного сечения кабелей экрана;
- набор параметров μ , S_{core} , l_{core} для каждого из сердечников (где индекс *core* принимает значения *A* и *C* для сердечника на крайнем левом и крайнем правом кабеле, соответственно).

Эффективность одноконтурного экрана. Поскольку длина экрана l в несколько раз больше $2a_2$ и характерного размера участка P_4P_1 , то корректно проводить анализ МП в рамках двумерного приближения. Выберем систему координат таким образом, чтобы ось абсцисс находилась на высоте $0,5$ м над землей, т.е. на уровне, на котором согласно [1] нормируется МП, а ось ординат проходила через центральный кабель КЛ (рис. 3). Тогда для точек, лежащих на оси абсцисс, собственное МП КЛ (т.е. МП КЛ в отсутствие экрана) будет максимально в начале координат.

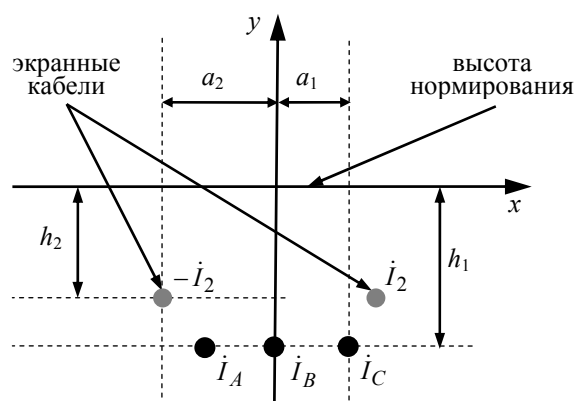


Рис. 3. Сечение кабельной линии (черные точки) и кабелей контурного экрана (серые точки)

Будем считать, что токи трехфазной КЛ образуют прямую последовательность. Соответственно, комплексные амплитуды токов в кабелях КЛ равны

$$\dot{I}_A = \sqrt{2} I e^{-j \frac{2\pi}{3}}, \quad \dot{I}_B = \sqrt{2} I, \quad \dot{I}_C = \sqrt{2} I e^{j \frac{2\pi}{3}}, \quad (1)$$

где I – действующее значение тока; j – мнимая единица.

Применяя преобразование Кларк к системе токов (1) и рассчитывая действующие значения α - и β -компонент МП КЛ в точке начала координат, получаем:

$$B_\alpha = \frac{\mu_0 I}{2\pi h_1} \cdot \frac{a_1^2}{a_1^2 + h_1^2}, \quad B_\beta = \sqrt{3} \cdot \frac{\mu_0 I}{2\pi h_1} \cdot \frac{a_1 h_1}{a_1^2 + h_1^2}, \quad (2)$$

где h_1 – расстояние от КЛ до плоскости, на которой нормируется МП; a_1 – расстояние между соседними кабелями КЛ; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная.

Поскольку векторы α - и β -компонент МП КЛ в точке начала координат взаимно перпендикулярны, то величина МП КЛ равна квадратному корню из суммы квадратов B_α и B_β . Из принятого выше предположения о том, что контурный экран компенсирует β -компоненту МП КЛ, и используя (2) получаем выражение для максимальной эффективности экранирования SF , которая равна отношению величины собственного МП КЛ к величине экранированного МП:

$$SF = \frac{\sqrt{B_\alpha^2 + B_\beta^2}}{B_\alpha} = \sqrt{1 + 3 \cdot \left(\frac{h_1}{a_1}\right)^2}. \quad (3)$$

Для достижения максимальной эффективности экранирования поле, создаваемое контурным экраном в точке начала координат, должно быть противоположно направлено β -компоненте поля КЛ. Из этого условия получаем выражение для комплексной амплитуды требуемого тока в экране:

$$\dot{I}_2 = -\dot{I}_1 \cdot \frac{a_1}{a_2} \cdot \frac{a_2^2 + h_2^2}{a_1^2 + h_1^2}, \quad (4)$$

где h_2 – расстояние от экранных кабелей до плоскости, на которой нормируется МП; $\dot{I}_1 = j \sqrt{\frac{3}{2}} I$ – комплексная амплитуда β -компоненты тока КЛ.

Отметим, что высота расположения контурного экрана (вне области расположения сердечников) над КЛ составляет $H = h_1 - h_2$.

Определение параметров ферромагнитных сердечников. Для анализа тока, наведенного в контурном экране, воспользуемся подходом из [18]. На основании закона Ома в комплексной форме и закона электромагнитной индукции запишем следующее соотношение для замкнутого контура экрана:

$$\dot{I}_2 \cdot 2R = -j\omega \cdot (\dot{\Phi}_1 + \dot{\Phi}_2 + \dot{\Phi}_A + \dot{\Phi}_C), \quad (5)$$

где $R = l / (\sigma \pi r^2)$ – активное сопротивление участка P_1P_2 ; $\omega = 2\pi \cdot 50 \text{ с}^{-1}$ – угловая частота тока; $\dot{\Phi}_1, \dot{\Phi}_2$ – комплексные амплитуды потоков МП, соответственно, КЛ и тока экрана через площадь, ограниченную контуром экрана; $\dot{\Phi}_A, \dot{\Phi}_C$ – комплексные амплитуды потоков МП, пронизывающих сердечники с литерами A и C , которые находятся на крайнем левом и крайнем правом кабеле, соответственно.

Выражения для потоков МП имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \dot{\Phi}_1 &= M \cdot \dot{I}_1, \quad M = l \cdot \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{(a_1 + a_2)^2 + (h_1 - h_2)^2}{(a_1 - a_2)^2 + (h_1 - h_2)^2}, \\ \dot{\Phi}_2 &= L \cdot \dot{I}_2, \quad L = l \cdot \frac{\mu_0}{\pi} \cdot \left(\frac{1}{4} + \ln \frac{2a_2}{r} \right), \\ \dot{\Phi}_A &= -L_A \cdot (\dot{I}_A - \dot{I}_2), \quad L_A = \frac{\mu \mu_0 S_A}{l_A}, \\ \dot{\Phi}_C &= L_C \cdot (\dot{I}_C + \dot{I}_2), \quad L_C = \frac{\mu \mu_0 S_C}{l_C}. \end{aligned} \quad (6)$$

Подставляем (6) в (5) и решаем уравнение относительно \dot{I}_2 . Сравнивая полученное решение с (4), приходим к следующему:

$$\begin{cases} L_A - L_C = \frac{2\sqrt{3} R}{\omega} \cdot \frac{a_1}{a_2} \cdot \frac{a_2^2 + h_2^2}{a_1^2 + h_1^2}, \\ L_A + L_C = -\frac{\omega(L_A - L_C)L - 2\sqrt{3} R M}{\omega(L_A - L_C) - 2\sqrt{3} R}. \end{cases} \quad (7)$$

Полученные выражения (6)–(7) позволяют определить величины индуктивностей, приведенные ферромагнитными сердечниками, и, соответственно, определить их параметры. Отметим, что индуктивности L_A и L_C могут принимать как положительные, так и отрицательные значения. Знак индуктивности определяет взаимную ориентацию сердечника и контура экрана (рис. 4).

В общем случае величины L_A и L_C различны и могут отличаться более чем на порядок, что является одним из отличительных признаков предлагаемого экрана, который можно классифицировать как одноконтурный экран с несимметричной магнитной связью с кабельной линией электропередачи.

Особенности проектирования одноконтурного экрана с несимметричной магнитной связью. При выборе высоты H расположения экрана над КЛ и ширины экрана $2a_2$ имеют место два конкурирующих фактора. С одной стороны, уменьшение этих параметров приводит к увеличению требуемого тока в экране согласно (4) и к сближению экрана и КЛ. Соответственно, увеличивается тепловое воздействие на КЛ. С другой стороны, анализ распределения МП вдоль оси x показывает, что уменьшение H и $2a_2$ позволяет обеспечить высокую эффективность снижения МП в более широкой области экранирования.

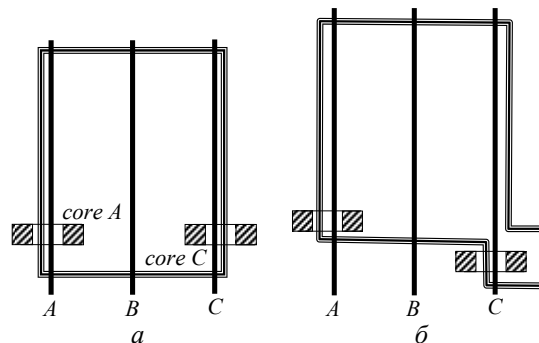


Рис. 4. Взаимная ориентация сердечников и контура экрана: (а) $L_A > 0, L_C > 0$; (б) $L_A > 0, L_C < 0$

Проведенный анализ в совокупности с результатами решения тепловой задачи, не представленной в данной статье, позволяют рекомендовать значения $H=0,4 \cdot a_1 \div 0,6 \cdot a_1$, $a_2=1,5 \cdot a_1$. Другими словами, если расстояние между соседними кабелями линии электропередачи принять за единицу, то рекомендованная ширина экрана составляет 3 единицы, а располагать экранирующие кабели над линией электропередачи рекомендуется на высоте от 0,4 до 0,6 единиц. При выполнении этих условий экранирующие кабели расположены на высоте 0,2÷0,3 м над зоной муфтовых соединений КЛ и практически не влияют на ее тепловой режим.

Для определения длины l экрана (рис. 2) может быть использована методика, изложенная в [2].

Требуемые значения индуктивностей L_A и L_C ферромагнитных сердечников, используемых в конструкции экрана, рассчитываются при помощи (7).

Если значения L_A и L_C положительны, то сердечники устанавливаются так, как показано на рис. 4, а. Если одно из значений отрицательно, то ориентация направления тока в экране относительно сердечника должна быть изменена на противоположную. Для этого случая взаимное расположение сердечников и контура экрана показано на рис. 4, б.

Магнитная проницаемость, площадь сечения и длина средней линии для каждого из сердечников выбираются исходя из абсолютных значений индуктивностей согласно (6).

Как видно из (3), эффективность экранирования МП при помощи разработанного экрана является функцией отношения расстояния от КЛ до плоскости нормирования к расстоянию между соседними кабелями КЛ.

Полномасштабная модель предложенного одноконтурного экрана с несимметричной магнитной связью исследована на экспериментальной установке (рис. 5), содержащей физический макет участка трехфазной КЛ длиной 10 м. Высота нормирования МП – 2 м, расстояние между кабелями КЛ – 0,5 м. Экранирующий контур выполнен из одножильного медного кабеля, сердечники – из трансформаторной стали.

При ширине экрана 1,5 м и высоте 0,3 м расположения экрана над КЛ экспериментально подтверждена эффективность экранирования МП составляет 7 единиц.

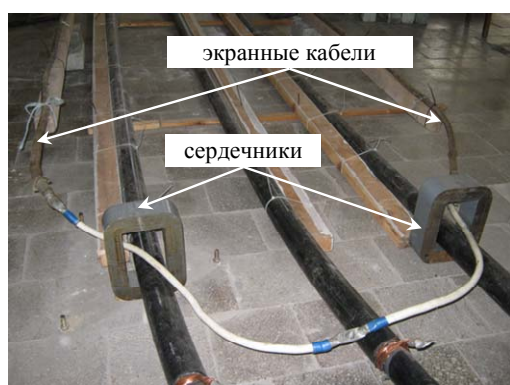


Рис. 5. Экспериментальная установка для исследования эффективности экранирования МП КЛ одноконтурным экраном с несимметричной магнитной связью

Выводы.

1. Предложен одноконтурный экран с ферромагнитными сердечниками и несимметричной магнитной связью, который при обеспечении высокой эффективности экранирования магнитного поля удален от кабельной линии на высоту, равную 0,4÷0,6 расстояния между соседними силовыми кабелями, что позволяет минимизировать тепловое воздействие на кабельную линию в сравнении с известными контурными экранами аналогичной эффективности.

2. Теоретически обосновано и экспериментально подтверждено, что при типичном для зон муфтовых соединений расстоянии 0,5 м между соседними кабелями кабельной линии, рекомендованной ширине экрана 1,5 м и при его расположении над кабельной линией на высоте 0,3 м, эффективность экранирования магнитного поля на высоте нормирования 2 м составляет 7 единиц.

Работа выполнена за счет средств бюджетной программы «Підтримка розвитку пріоритетних напрямів наукових досліджень (КПКВК 6541230)».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Правила улаштування електроустановок. Вид. 5-те, перероб. й доп. – Х.: Міненергвугілля України, 2014. – 793 с.
2. СОУ-Н-МЕВ40.1-37471933-49:2011.2. Проектування кабельних ліній напругою до 330 кВ: Настанова (зі змінами). – Київ: Міненергвугілля України, 2017. – 139 с.
3. Пелевин Д.Е. Экранирование магнитного поля промышленной частоты стенами жилых домов // Электротехника і електромеханіка. – 2015. – № 4. – С. 53-55. doi: 10.20998/2074-272X.2015.4.10.
4. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines // 2017 IEEE 1st Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering. – Pp. 500-503. doi: 10.1109/UKRCON.2017.8100538.
5. Розов В.Ю., Реуцкий С.Ю., Пелевин Д.Е., Яковенко В.М. Исследование магнитного поля высоковольтных линий электропередачи переменного тока // Технічна електродинаміка. – 2012. – № 1. – С. 3-9.
6. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P., Serrano-Iribarnegaray L., 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.
7. Cardelli E., Faba A., Pirani A. Nonferromagnetic open shields at industrial frequency rate // IEEE Transactions on Magnetics. – 2010. – Vol. 46. – No. 3. – Pp. 889-898. doi: 10.1109/TMAG.2009.2031110.
8. De Wulf M., Wouters P., Sergeant P., Dupré L., Hoferlin E., Jacobs S., Harlet P. Electromagnetic shielding of high-voltage cables // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. – 2007. – No. 316. – Pp. 908-911. doi: 10.1016/j.jmmm.2007.03.137.
9. Ruiz J.R.R., Morera X.A. Magnetic shields for underground power lines // Renewable Energy & Power Quality Journal. – 2004. – Vol. 1. – No. 2. – Pp. 137-140. doi: 10.24084/repqj02.230.
10. Canova A., Giaccone L. Magnetic mitigation of HV cable junction zone // 8th International Conference on Insulated Power Cables. – 2011. – Paper B.1.6.
11. Canova A., Bavastro D., Freschi F., Giaccone L., Repetto M. Magnetic shielding solutions for the junction zone of high voltage underground power lines // Electric Power Systems Research. – 2012. – Vol. 89. – Pp. 109-115. doi: 10.1016/j.epsr.2012.03.003.
12. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P. The effectiveness of compensated passive loops for mitigating underground power

cable magnetic fields // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2011. – Vol. 26. – No. 2. – Pp. 674-683. doi: **10.1109/TPWRD.2009.2039150**.

13. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdvi I.V. High voltage power lines magnetic field system of active shielding with compensation coil different spatial arrangement // Electrical engineering & electromechanics. – 2019. – No. 4. – Pp. 17-25. doi: **10.20998/2074-272X.2019.4.03**.

14. Bravo-Rodríguez J.C., del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P. A survey on optimization techniques applied to magnetic field mitigation in power systems. – Energies. – 2019. – Vol. 12. – No. 7. – P. 1332. doi: **10.3390/en12071332**.

15. Duesterhoeft W.C., Schulz M.W., Clarke E. Determination of instantaneous currents and voltages by means of alpha, beta, and zero components // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1951. – Vol. 70. – No. 2. – Pp. 1248-1255. doi: **10.1109/T-AIEE.1951.5060554**.

16. Walling R.A., Paserba J.J., Burns C.W. Series-capacitor compensated shield scheme for enhanced mitigation of transmission line magnetic fields // IEEE Transactions on Power Delivery. – 1993. – Vol. 8. – No. 1. – Pp. 461-469. doi: **10.1109/61.180369**.

17. Rozov V., Grinchenko V., Tkachenko O., Yerisov A. Analytical calculation of magnetic field shielding factor for cable line with two-point bonded shields // IEEE 17th International Conference on Mathematical Methods in Electromagnetic Theory. – 2018. – Pp. 358-361. doi: **10.1109/MMET.2018.8460425**.

18. Розов В.Ю., Гринченко В.С., Ткаченко А.О. Расчет магнитного поля трехфазных кабельных линий при двустороннем замыкании собственных экранов кабелей, охваченных ферромагнитными сердечниками // Електротехніка і електромеханіка. – 2017. – № 5. – С. 44-47. doi: **10.20998/2074-272X.2017.5.06**.

REFERENCES

1. Electrical installation regulations. 5th ed. Kharkiv, Minenergovugillya of Ukraine, 2014. 793 p. (Ukr).

2. SOU-N MEV 40.1-37471933-49:2011.2. Design of cable lines with voltage up to 330 kV. Guidance. Kyiv, Minenergovugillya of Ukraine Publ., 2017. 139 p. (Ukr).

3. Pelevin D.Ye. Screening magnetic fields of the power frequency by the walls of houses. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no.4, pp. 53-55. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2015.4.10**.

4. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines. *2017 IEEE 1st Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering*, pp. 500-503. doi: **10.1109/UKRCON.2017.8100538**.

5. Rozov V.Yu., Reutsky S.Yu., Pelevin D.Ye., Yakovenko V.N. The research of magnetic field of high-voltage ac transmission lines. *Technical Electrodynamics*, 2012, no.1, pp. 3-9.

6. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P., Serrano-Iribarnegaray L., 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**.

7. Cardelli E., Faba A., Pirani A. Nonferromagnetic open shields at industrial frequency rate. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, vol.46, no.3, pp. 889-898. doi: **10.1109/TMAG.2009.2031110**.

8. De Wulf M., Wouters P., Sergeant P., Dupré L., Hoferlin E., Jacobs S., Harlet P. Electromagnetic shielding of high-voltage cables. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2007, no.316, pp. 908-911. doi: **10.1016/j.jmmm.2007.03.137**.

9. Ruiz J.R.R., Morera X.A. Magnetic shields for underground power lines. *Renewable Energy & Power Quality Journal*, 2004, vol.1, no.2, pp. 137-140. doi: **10.24084/repqj02.230**.

10. Canova A., Giaccone L. Magnetic mitigation of HV cable junction zone. *8th International Conference on Insulated Power Cables*, 2011, Paper B.1.6.

11. Canova A., Bavastro D., Freschi F., Giaccone L., Repetto M. Magnetic shielding solutions for the junction zone of high voltage underground power lines. *Electric Power Systems Research*, 2012, vol.89, pp. 109-115. doi: **10.1016/j.epsr.2012.03.003**.

12. del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P. The effectiveness of compensated passive loops for mitigating underground power cable magnetic fields. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2011, vol.26, no.2, pp. 674-683. doi: **10.1109/TPWRD.2009.2039150**.

13. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdvi I.V. High voltage power lines magnetic field system of active shielding with compensation coil different spatial arrangement. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.4, pp. 17-25. doi: **10.20998/2074-272X.2019.4.03**.

14. Bravo-Rodríguez J.C., del-Pino-López J.C., Cruz-Romero P. A survey on optimization techniques applied to magnetic field mitigation in power systems. *Energies*, 2019, vol.12, no.7, p. 1332. doi: **10.3390/en12071332**.

15. Duesterhoeft W.C., Schulz M.W., Clarke E. Determination of instantaneous currents and voltages by means of alpha, beta, and zero components. *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, 1951, vol.70, no.2, pp. 1248-1255. doi: **10.1109/T-AIEE.1951.5060554**.

16. Walling R.A., Paserba J.J., Burns C.W. Series-capacitor compensated shield scheme for enhanced mitigation of transmission line magnetic fields. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1993, vol.8, no.1, pp. 461-469. doi: **10.1109/61.180369**.

17. Rozov V., Grinchenko V., Tkachenko O., Yerisov A. Analytical calculation of magnetic field shielding factor for cable line with two-point bonded shields. *IEEE 17th International Conference on Mathematical Methods in Electromagnetic Theory*, 2018, pp. 358-361. doi: **10.1109/MMET.2018.8460425**.

18. Rozov V.Yu., Grinchenko V.S., Tkachenko A.O. Calculation of magnetic field of three-phase cable lines with two-point bonded cable shields covered by ferromagnetic cores. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no.5, pp. 44-47. (Rus). doi: **10.20998/2074-272X.2017.5.06**.

Поступила (received) 15.09.2019

Розов Владимир Юрьевич¹, д.т.н., чл.-корр. НАН Украины, Гринченко Владимир Сергеевич¹, к.т.н.,

Ерисов Анатолий Васильевич¹, Добродеев Павел Николаевич¹, к.т.н.,

¹ Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма Национальной академии наук Украины», 61106, Харьков, ул. Индустриальная, 19, e-mail: Rozov@nas.gov.ua

V.Yu. Rozov¹, V.S. Grinchenko¹, A.V. Yerisov¹, P.N. Dobrodeyev¹

¹ State Institution "Institute of Technical Problems of Magnetism of the National Academy of Sciences of Ukraine",

19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine.

Efficient shielding of three-phase cable line magnetic field by passive loop under limited thermal effect on power cables.

This paper deals with a mitigation of a three-phase cable line magnetic field by a new type of passive shield. We consider a cable line with a flat arrangement of cables. The developed single-loop shield has an asymmetric magnetic coupling with the cable line, due to the use of two different ferromagnetic cores. Its high shielding efficiency is experimentally confirmed. As the developed shield is 0.2÷0.3 m away from the cable line, its thermal effect on the cable line is negligible. As the result, we obtain expressions for the shielding efficiency, parameters of the shield and the cores. References 18, figures 5.

Index terms: cable line, magnetic field, passive loop, shielding, magnetic core.

A. Hinda, M. Khiat, Z. Boudjema

FUZZY SECOND ORDER SLIDING MODE CONTROL OF A UNIFIED POWER FLOW CONTROLLER

Purpose. This paper presents an advanced control scheme based on fuzzy logic and second order sliding mode of a unified power flow controller. This controller offers advantages in terms of static and dynamic operation of the power system such as the control law is synthesized using three types of controllers: proportional integral, and sliding mode controller and Fuzzy logic second order sliding mode controller. Their respective performances are compared in terms of reference tracking, sensitivity to perturbations and robustness. We have to study the problem of controlling power in electric system by UPFC. The simulation results show the effectiveness of the proposed method especially in chattering-free behavior, response to sudden load variations and robustness. All the simulations for the above work have been carried out using MATLAB / Simulink. Various simulations have given very satisfactory results and we have successfully improved the real and reactive power flows on a transmission line as well as to regulate voltage at the bus where it is connected, the studies and illustrate the effectiveness and capability of UPFC in improving power. References 25, tables 2, figures 10.

Key words: UPFC, FACTS, PI, second order sliding mode, fuzzy logic.

Цель. В настоящей статье представлена усовершенствованная схема управления, основанная на нечеткой логике и режиме скольжения второго порядка унифицированного контроллера потока мощности. Данный контроллер обладает преимуществами с точки зрения статической и динамической работы энергосистемы, например, закон управления синтезируется с использованием трех типов контроллеров: пропорционально-интегрального, контроллера скользящего режима и контроллера скользящего режима нечеткой логики второго порядка. Их соответствующие характеристики сравниваются с точки зрения отслеживания эталонов, чувствительности к возмущениям и надежности. Необходимо изучить проблему управления мощностью в энергосистеме с помощью унифицированного контроллера потока мощности (UPFC). Результаты моделирования показывают эффективность предложенного метода, особенно в отношении отсутствия вибрации, реакции на внезапные изменения нагрузки и устойчивости. Все расчеты для вышеуказанной работы были выполнены с использованием MATLAB/Simulink. Различные расчетные исследования дали весьма удовлетворительные результаты, и мы успешно улучшили потоки реальной и реактивной мощности на линии электропередачи, а также регулирование напряжения на шине, к которой она подключена, что позволяет изучить и проиллюстрировать эффективность и возможности UPFC для увеличения мощности. Библи. 25, табл. 2, рис. 10.

Ключевые слова: унифицированный контроллер потока мощности (UPFC), гибкая система передачи переменного тока (FACTS), PI (пропорционально-интегральный) контроллер, скользящий режим второго порядка, нечеткая логика.

Introduction. In recent years, the electrical power distribution system are suffering from significant power flow quality (PQ) problems, which are characterized by low power factor, poor voltage profile, voltage stability, load unbalancing, and supply interruptions. These power quality issues have attracted attention to the researchers both in academic and industry. As a result, many power quality standards were proposed in [1]. By the reason of these power quality issues, the use of flexible AC transmission system (FACTS) controllers in power system has been of worldwide interest for increasing the power transfer capability and enhancing power system controllability and stability due to their speed and flexibility. In addition, converter based FACTS controllers are capable of independently controlling both active and reactive power flow in the power system [2].

Unified power flow controller (UPFC) is the member of FACTS device. It is the most versatile and powerful FACTS device [3]. The fundamental theory of UPFC is that, the phase angle affects flow of real power and the magnitude of voltage affects flow of reactive power [4, 5].

This device consists of two other FACTS devices: the Static Synchronous Series Compensator (SSSC) and the Static Synchronous Compensator (STATCOM), the SSSC injects an almost sinusoidal voltage, of variable magnitude in series with the system voltage provides the most cost effective solution to mitigate voltage sags by improving power quality level that is required by customer and the STATCOM connected by a common DC link capacitor. It can simultaneously perform the

function of transmission line real/reactive power flow control in addition to UPFC bus voltage/shunt reactive power control [6].

Though UPFC implies many advantages, but its controller design still being a matter of challenge since it is a multi-variable controller. In literature, a lot of works have been presented with diverse control diagrams of UPFC for various power system applications. Recently, the sliding mode control (SMC) method has been widely used for robust control of nonlinear systems. Several papers have been published based on SMC of UPFC [7-9]. Nevertheless, the deficiency of this type of control, which is the chattering phenomenon caused by the discontinuous control action. To resolve this problem, several modifications to the usual control law have been proposed, the most popular being the boundary layer approach [10, 11].

Fuzzy logic is a technology based on engineering experience and observations. In fuzzy logic, an exact mathematical model is not necessary because linguistic variables are used to define system behavior rapidly. One way to improve sliding mode controller performance is to combine it with fuzzy logic to form a fuzzy sliding mode controller. The design of a sliding mode controller incorporating fuzzy control helps in achieving reduced chattering, simple rule base, and robustness against disturbances and nonlinearities.

This paper discusses the capability of UPFC on controlling independently the active and reactive power in

© A. Hinda, M. Khiat, Z. Boudjema

the power transmission line and the improvement of the transient and dynamic stability of the power system by the UPFC are examined. Active and reactive powers are controlled using three types of controllers: Proportional-Integral (PI) and SMC and Fuzzy logic second order sliding mode controller (FLSOSMC). Their performances are compared in terms of reference tracking, sensitivity to perturbations and robustness.

Structure of the UPFC. For many years, UPFC is considered as the most versatile of the FACTS device one that can be used to enhance steady state stability, dynamic stability and transient stability, which combines the good features of STATCOM and SSSC. Fig. 1 shows the basic structure of UPFC which consists of two voltage sourced converters (VSC) and used to provide galvanic isolation and adjust the voltage levels in the supply system. It is composed of two inverters with PWM control (Pulse Width Modulation), which are operated from a DC link provided by a dc storage capacitor. One is connected in parallel and the other in series with the transmission line [12]. The detailed structure and the functionality of the UPFC can be found in [13].

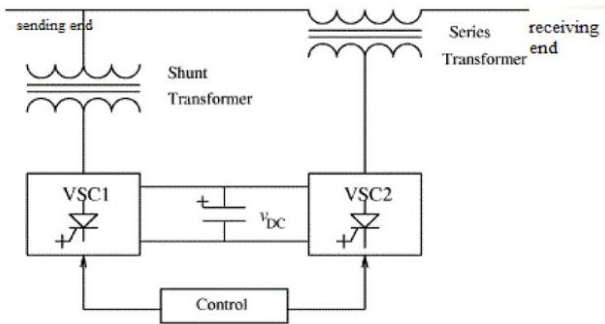


Fig. 1. Basic structure of the UPFC.

The modeling of the UPFC. Figure 2 represents the simplified model circuit of the UPFC.

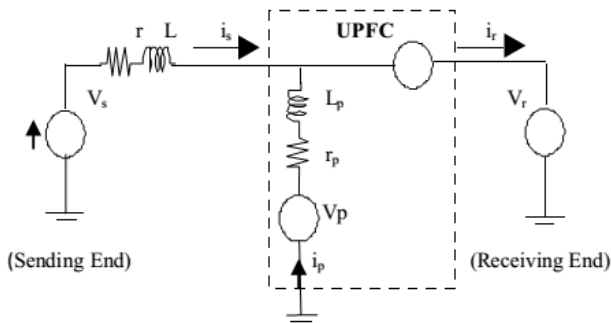


Fig. 2. Equivalent circuit of the UPFC

Applying Kirchhoff law on equivalent circuit shown in Fig. 2, the dynamic equations of the UPFC series branch is

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{sa} \\ I_{sb} \\ I_{sc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r/L & 0 & 0 \\ 0 & -r/L & 0 \\ 0 & 0 & -r/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{sa} \\ I_{sb} \\ I_{sc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/L & 0 & 0 \\ 0 & 1/L & 0 \\ 0 & 0 & 1/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{sa} - V_{ca} - V_{ra} \\ V_{sb} - V_{cb} - V_{rb} \\ V_{sc} - V_{cc} - V_{rc} \end{bmatrix} \quad (1)$$

Using Park transformation, the equations (1) will be written as

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{sd} \\ I_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r/L & +\omega \\ -\omega & -r/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{sd} \\ I_{sq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/L & 0 \\ 0 & 1/L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{sd} - V_{cd} - V_{rd} \\ V_{sq} - V_{cq} - V_{rq} \end{bmatrix} \quad (2)$$

The modeling of the UPFC shunt branch. The complete mathematical model of the UPFC shunt is given similarly by the following matrix

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{pa} \\ I_{pb} \\ I_{pc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r_p/L_p & 0 & 0 \\ 0 & -r_p/L_p & 0 \\ 0 & 0 & -r_p/L_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pa} \\ I_{pb} \\ I_{pc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/L_p & 0 & 0 \\ 0 & 1/L_p & 0 \\ 0 & 0 & 1/L_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{pa} - V_{ca} - V_{ra} \\ V_{pb} - V_{cb} - V_{rb} \\ V_{pc} - V_{cc} - V_{rc} \end{bmatrix} \quad (3)$$

Since the system is assumed to be a balanced one, it can be transformed into a synchronous d-q-o frame by applying Park's transformation. The matrix form (3) is given as follows

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r_p/L_p & +\omega \\ -\omega & -r_p/L_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{pd} \\ I_{pq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1/L_p & 0 \\ 0 & 1/L_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{pd} - V_{cd} - V_{rd} \\ V_{pq} - V_{cq} - V_{rq} \end{bmatrix} \quad (4)$$

The modeling of the UPFC continues branch. For the DC-side circuit, based on the power balance equation in the output and input of UPFC, The net real power exchanged by both the converters through DC side should be zero to keep the capacitor voltage constant [14]. The DC voltage V_{dc} dynamics across the capacitor is given by the following equation

$$\frac{dV_{dc}}{dt} = \frac{1}{CV_{dc}} (P_e - P_{ep}), \quad (5)$$

where P_e – active power absorbed of the AC system

$$P_e = v_{ca} \cdot i_{sa} + v_{cb} \cdot i_{sb} + v_{cc} \cdot i_{sc};$$

where P_{ep} – active power injected by the shunt inverter AC system

$$P_{ep} = v_{pa} \cdot i_{pa} + v_{pb} \cdot i_{pb} + v_{pc} \cdot i_{pc}.$$

By performing Park transformation, the DC voltage V_{dc} dynamics across the capacitor can be described by the following equations

$$\frac{dV_{dc}}{dt} = \frac{1}{CV_{dc}} (v_{pd} \cdot I_{pd} + v_{pq} \cdot I_{pq} - v_{cd} \cdot I_{rd} - v_{cq} \cdot I_{rq}). \quad (6)$$

Control of the parallel converter. The ordinary working principle of the parallel compensation of STATCOM is described as follows: active power control which means stabling the capacitor voltage of the DC side; reactive power control which means stabling the terminal voltage [15]. According to the system of equations (2) the control strategy of parallel compensation (STATCOM) is decoupling of the two current loops control, to reduce the interaction between the active and reactive power. The control block diagram is shown in Fig. 3.

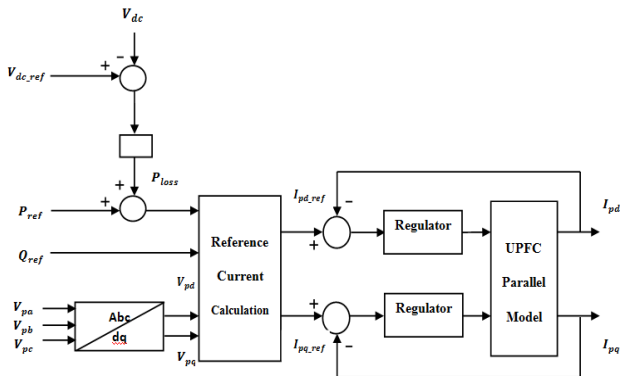


Fig. 3. Control system of shunt part

Control of the series converter. The SSSC regulate the active and reactive power flow on the transmission line where the UPFC is installed by injection voltage of which the amplitude and the phase both can be adjusted. The control strategy of the series compensator is decoupling of the two current loops control. The diagram of control circuits of SSSC is given in the Fig. 4.

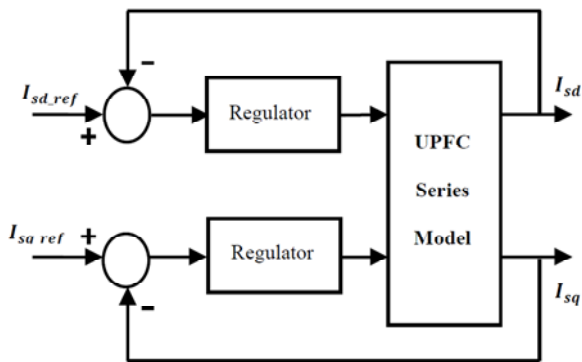


Fig. 4. Control system of series part

In this section, we have chosen to compare the performances of the UPFC with two different controllers: PI and SMC.

PI controller. This controller is simple to elaborate. Fig. 5 shows the block diagram of the system implemented with this controller. The terms k_p and k_i represent respectively the proportional and integral gains.

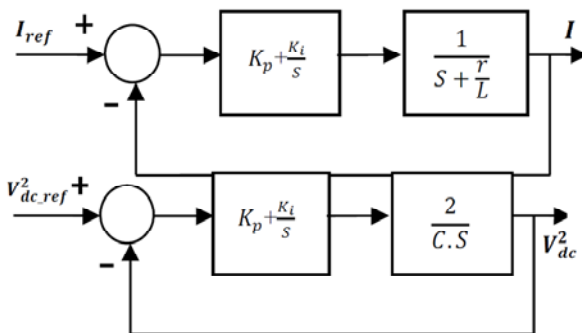


Fig. 5. System with PI controller

The regulator terms are calculated with a pole compensation method. The time response of the controlled system will be fixed at $\tau = 5$ ms. This value is sufficient for our application and a lower value might involve transients with important overshoots. The calculated terms are represented in Table 1.

Table 1

Optimal parameters of the proposed controllers			
	Controller series part	Controller shunt part	Controller continues branch
K_p	$1/\tau$	$1/\tau$	$C \cdot \omega^2/2$
K_i	$\left(\frac{R}{L}\right)K_p$	$\left(\frac{r_p}{L_p}\right)K_p$	$C \cdot \xi \omega$

It is important to specify that the pole compensation is not the only method to calculate a PI regulator but it is simple to elaborate with a first order transfer-function and it is sufficient in our case to compare with other regulators.

Sliding mode controller. Sliding mode control is one of the effective nonlinear robust control approaches since it provides system dynamics with an invariance property to uncertainties once the system dynamics are controlled in the sliding mode [16-18]. The main feature of Sliding mode controller (SMC) is that it only needs to drive the error to a switching surface it consists of three parts Fig. 6.

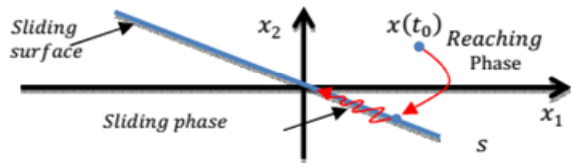


Fig. 6. Phase portrait of sliding mode control

The switching surface choice. The design of the control system will be demonstrated for a nonlinear system presented in the canonical form [17]:

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x, t) + B(x, t) \cdot V(x, t); \\ x \in R^n, V \in R^m, \text{ran}(B(x, t)) = m, \end{cases} \quad (7)$$

where $f(x, t)$, $B(x, t)$ – two continuous and uncertain nonlinear functions, supposed limited.

We take the general equation to determine the sliding surface proposed by J.J. Slotine [20, 21] given by

$$S(X) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda\right)^{n-1} e; \quad e = x^* - x, \quad (8)$$

where e – error on the signal to be adjusted; λ – a positive coefficient; n – system order; x^* – desired signal; x – state variable of the control signal.

Convergence condition. The convergence condition is defined by the Lyapunov equation [14]; it makes the surface attractive and invariant :

$$S \cdot \dot{S} < 0. \quad (9)$$

Control calculation. The control algorithm is defined by the relation [17]:

$$V^{com} = V^{eq} + V^n, \quad (10)$$

where V^{com} is the control vector, V^{eq} is the equivalent control vector, V^n is the correction factor and must be calculated so that the stability conditions for the selected control are satisfied

$$V^n = Ksat(S(X)/\delta), \quad (11)$$

$$sat(S(X)/\delta) = \begin{cases} sign(S) & \text{if } |S| > \delta; \\ S/\delta & \text{if } |S| < \delta; \end{cases} \quad (12)$$

where $sat(S(x)/\delta)$ is the proposed saturation function, δ is the boundary layer thickness.

In our study, the errors between the references and measured I_d and I_q currents have been chosen as sliding mode surfaces, so we can write the following expression

$$\begin{cases} s_d = I_{sd_ref} - I_{sd}; \\ s_q = I_{sq_ref} - I_{sq}. \end{cases} \quad (13)$$

The first order derivate of (8) gives

$$\begin{cases} \dot{s}_d = \dot{I}_{sd_ref} - \dot{I}_{sd}; \\ \dot{s}_q = \dot{I}_{sq_ref} - \dot{I}_{sq}. \end{cases} \quad (14)$$

Taking its derivative and replacing it in the current \dot{I}_{sd} and \dot{I}_{sq} expression (2) we get

$$\begin{cases} \dot{s}_d = \dot{I}_{sd_ref} - \omega I_{sq} + \frac{r}{L} I_{sd} - \frac{1}{L} (v_{sd} - v_{cd} - v_{rd}); \\ \dot{s}_q = \dot{I}_{sq_ref} + \omega I_{sd} + \frac{r}{L} I_{sq} - \frac{1}{L} (v_{sq} - v_{cq} - v_{rq}) \end{cases} \quad (15)$$

Replacing the expression of v_{cd} and v_{cq} in (10) by their expressions given in (15), one obtains

$$\begin{cases} \dot{s}_d = \dot{I}_{sd_ref} - \omega I_{sq} + \frac{r}{L} I_{sd} - \frac{1}{L} (v_{sd} - (v_{cd}^n + v_{cd}^{eq}) - v_{rd}); \\ \dot{s}_q = \dot{I}_{sq_ref} + \omega I_{sd} + \frac{r}{L} I_{sq} - \frac{1}{L} (v_{sq} - (v_{cq}^n + v_{cq}^{eq}) - v_{rq}) \end{cases} \quad (16)$$

I_{qr} will be the component of the control vector used to constraint the system to converge to $S=0$. The control vector v^{eq} is obtain by imposing $\dot{S}=0$ so the equivalent control components are given by the following relation

$$\begin{cases} v_{cd}^{eq} = -L\dot{I}_{sd_ref} + L\omega I_{sq} - rI_{sd} + v_{sd} - v_{rd}; \\ v_{cq}^{eq} = -L\dot{I}_{sq_ref} - L\omega I_{sd} - rI_{sq} + v_{sq} - v_{rq}. \end{cases} \quad (17)$$

Using the same procedures as for part shunt we get the following expression:

$$\begin{cases} v_{cd}^{eq} = -L_p \dot{I}_{pd_ref} + L_p \omega I_{pq} - r_p I_{pd} + v_{pd} - v_{rd}; \\ v_{cq}^{eq} = -L_p \dot{I}_{pq_ref} - L_p \omega I_{pd} - r_p I_{pq} + v_{pq} - v_{rq}. \end{cases} \quad (18)$$

To obtain good performances, dynamic an commutation around the surface, the control vector is imposed as follows [19]

$$v = v^{eq} + K \cdot \text{sign}(S). \quad (19)$$

The sliding mode will exist only if the following condition is met

$$S \cdot \dot{S} < 0. \quad (20)$$

Fuzzy logic second order sliding mode controller (FLSOSMC). The sliding mode control is a widely studied control scheme that provides robustness to certain disturbances and system uncertainties [7, 9] Nevertheless, a few drawbacks arise in its practical implementation, such as chattering phenomenon Such chattering has many negative effects in real world applications since it may damage the control actuator and excite the undesirable unmodeled dynamics In order to reduce the effects of these problems, second order sliding mode seems to be a very attractive solution [22].

This method generalizes the essential sliding mode idea by acting on the higher order time derivatives of the sliding manifold, instead of influencing the first time

derivative as it is the case in SMC, therefore reducing chattering and while preserving SMC advantages [23].

In order to ensure the active and reactive power convergence to their reference, a second order sliding mode control (SOSMC) is used. Considering the sliding mode surface given by (15), the following expression can be written:

$$\begin{cases} \dot{s}_d = \dot{I}_{sd_ref} - \omega I_{sq} + \frac{r}{L} I_{sd} - \frac{1}{L} (v_{sd} - v_{cd} - v_{rd}); \\ \ddot{S}_d = Y_1(t, x) + A_1(t, x)v_{cd}, \end{cases} \quad (21)$$

and

$$\begin{cases} \dot{s}_q = \dot{I}_{sq_ref} - \omega I_{sd} + \frac{r}{L} I_{sq} - \frac{1}{L} (v_{sq} - v_{cq} - v_{rq}); \\ \ddot{S}_q = Y_2(t, x) + A_2(t, x)v_{cq}, \end{cases} \quad (22)$$

where $Y_1(t, x)$, $Y_2(t, x)$, $A_1(t, x)$ and $A_2(t, x)$ – uncertain functions which satisfy

$$\begin{cases} Y_1 > 0, |Y_1| > \lambda_1, 0 < K_{m1} < A_2 < K_{M1}; \\ Y_2 > 0, |Y_2| > \lambda_2, 0 < K_{m2} < A_2 < K_{M2}. \end{cases}$$

Basing on the super twisting algorithm introduced by Levant in [24], the proposed high order sliding mode controller contains two parts [25]

$$v_{cd} = v_1 + v_2. \quad (23)$$

With

$$\begin{cases} v_1 = -k_1 \cdot \text{sign}(S_d); \\ v_2 = -l \cdot |S_1|^\gamma \cdot \text{sign}(S_d); \\ v_{cq} = w_1 + w_2 \end{cases} \quad (24)$$

and with

$$\begin{cases} w_1 = -k_2 \cdot \text{sign}(S_q); \\ w_2 = -l \cdot |S_q|^\gamma \cdot \text{sign}(S_q). \end{cases}$$

In order to ensure the convergence of the sliding manifolds to zero in finite time, the gains can be chosen as follows [25]

$$\begin{cases} k_i > \frac{\lambda_i}{K_{mi}} \\ l_i^2 \geq \frac{4\lambda_i}{K_{mi}^2} \cdot \frac{K_{Mi}(k_i + \lambda_i)}{K_{mi}(k_i - \lambda_i)}; \quad i = 1,2; \\ 0 < \gamma \leq 0.5. \end{cases}$$

In order to improve the SOSMC of the UPFC and more and more decrease the adverse effect caused by the *sign* function, we propose in this paper to use the (FLSOSMC).

For the proposed FLSOSMC, the universes of discourses are first partitioned into the seven linguistic variables NB, NM, NS, EZ, PS, PM, PB, triangular and trapezoidal membership functions are chosen to represent the linguistic variables for the inputs and outputs of the controllers.

The fuzzy labels used in this study are negative big (NB), negative medium (NM), negative small (NS), equal zero (EZ), positive small (PS), positive medium (PM) and positive big (PB).

These choices are described in Fig. 7.

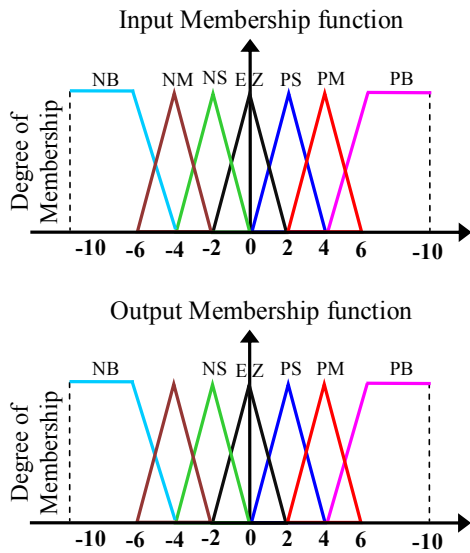


Fig. 7. Fuzzy sets and its memberships functions

Simulations and results. In this section, simulations are realized with a UPFC coupled to a 220V/50Hz grid. The system parameters are given in Table 2. The whole system is simulated using the Matlab/Simulink software.

Table 2

The parameters of the laboratory UPFC model			
Parameter name	Symbol	Value	Unit
Network voltage	V_r	220	V
Voltage of the receiver	V_s	220	V
DC voltage	V_{dc}	280	V
Network frequency	f	50	HZ
The capacity of the common circuit DC	C	2	mF
Inductance 1	L	1.125	mH
Resistance 1	r	100	Ω
Inductance 2	L_p	1.125	mH
Resistance 2	r_p	100	Ω

In the objective to evaluate the performances of the controllers, three categories of tests have been realized: pursuit test, sensitivity to introducing perturbation and robustness facing variation of the reactance XL.

Pursuit test. This test has for goal the study of the three controllers (PI, SMC and FLSOSMC) behavior in reference tracking. The simulation results are presented in Fig. 8. As it's shown by this figure, for the 3 controllers, the active and reactive power track almost perfectly their references but with an important response time for the PI controller compared to the SMC and FLSOSMC. Therefore it can be considered that the two types of sliding mode controllers have a very good performance for this test.

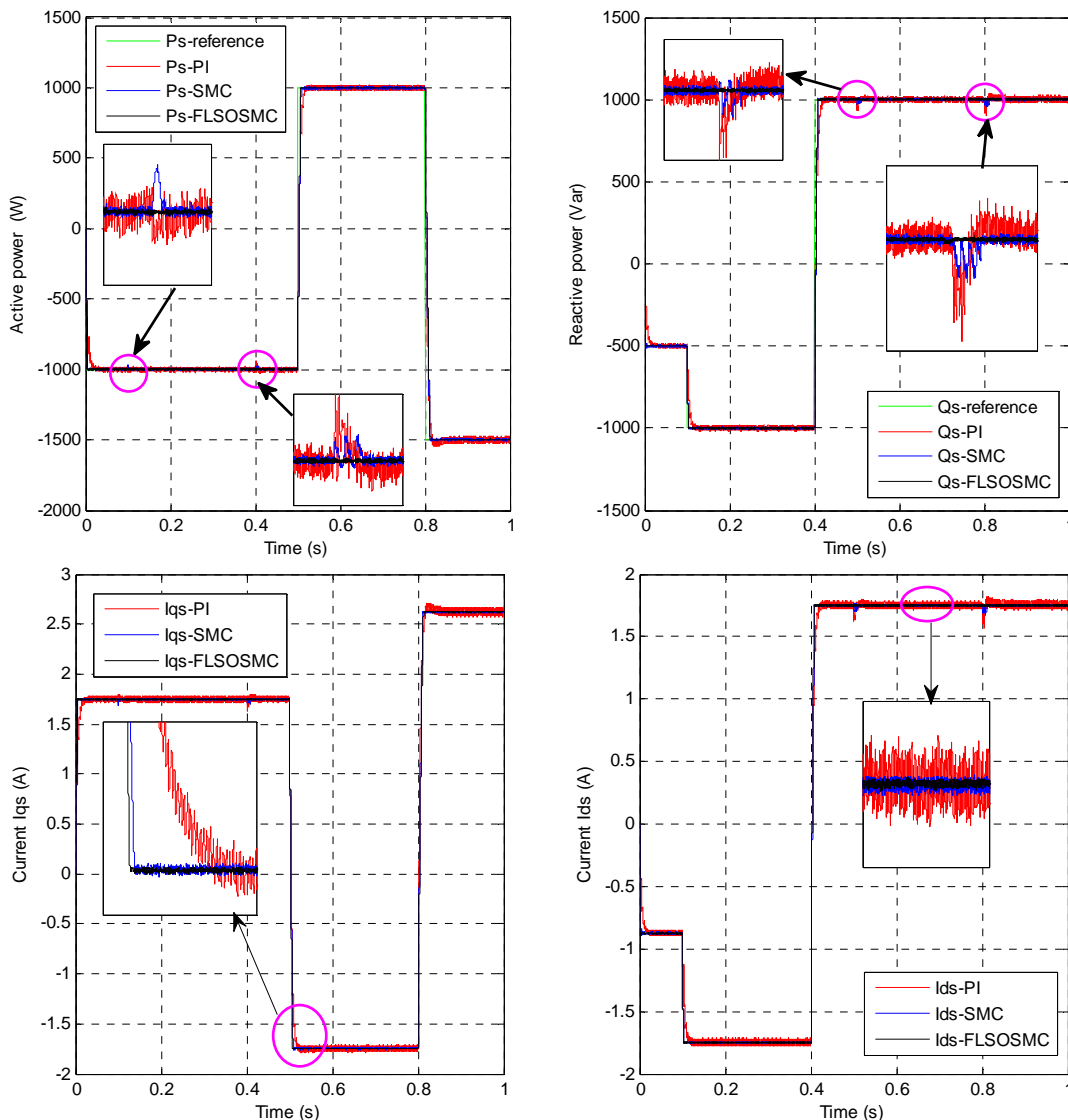


Fig. 8. Reference tracking test

Robustness. We tested the robustness of the used controllers for a variation of the reactance X_L . The results presented in Fig. 9 show that reactance variation presents a clear effect on the active and reactive powers of the two

used controllers and that the effect appears more significant for PI controller than that with the SMC and FLSOSMC. Thus it can be concluded that these last are robust against this parameter variation.

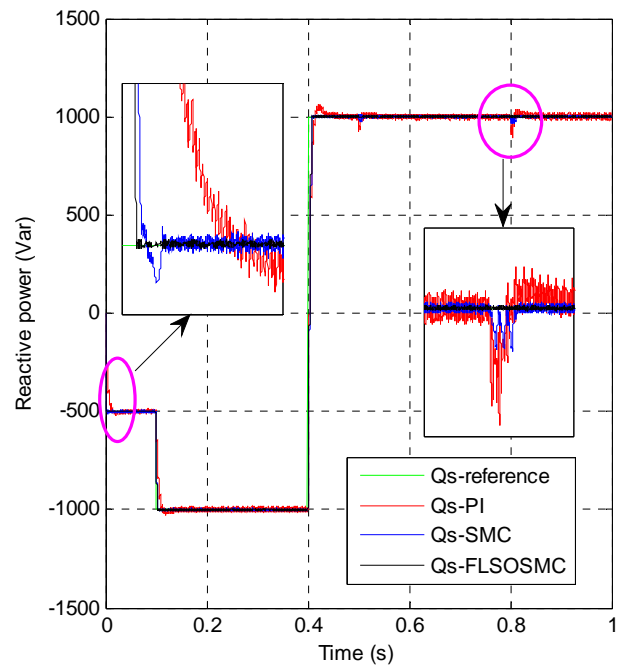
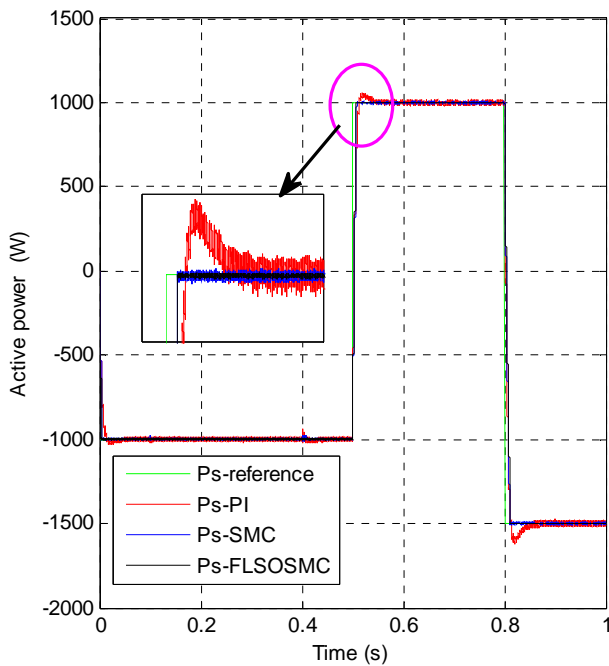


Fig. 9. Sensitivity to the reactance variation ($X_L -30\%$)

Sensitivity to a sub-voltage perturbation. The aim of this test is to analyze the influence of a sub-voltage perturbation (+50 %) in the time interval $t = 0.6$ s and $t = 0.62$ s on active and reactive powers for the 3 controllers. The simulation results are shown in Fig. 10. This figure expresses that the introducing perturbation

produced a slight effect on the power curves with PI controller. While the effects are almost negligible for the system with the two other controllers. This result is attractive for UPFC applications to ensure stability and quality of the active and reactive powers when the voltage is varying.

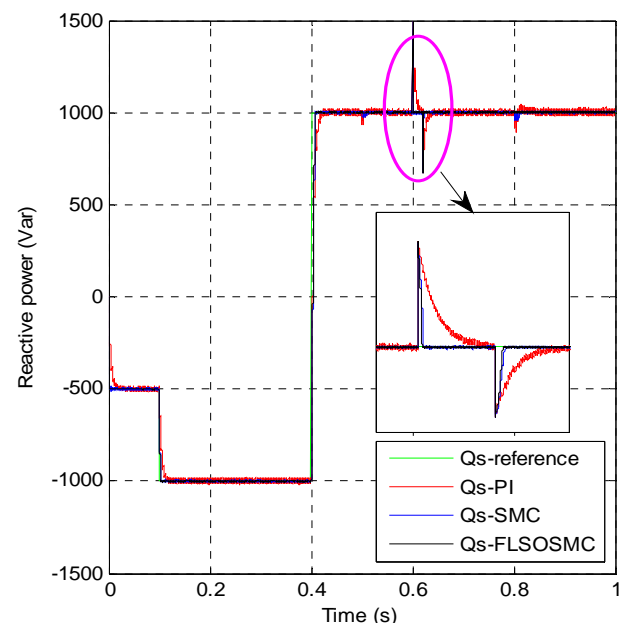
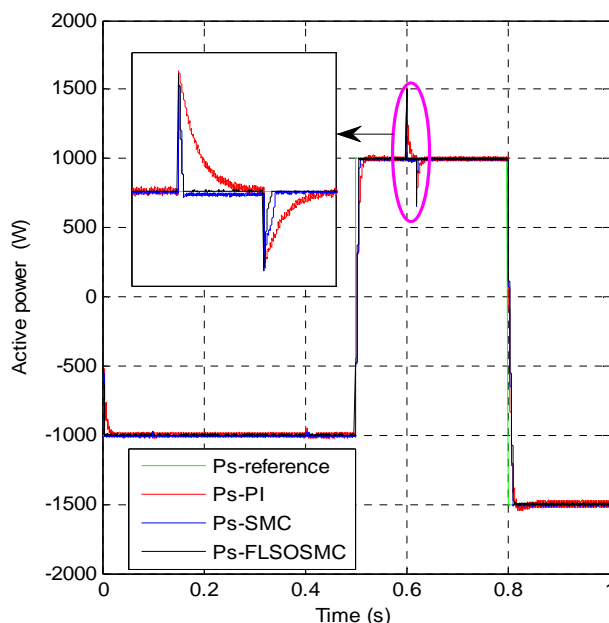


Fig. 10. Sensitivity to sub-voltage perturbation (+50 %)

Conclusion. A robust control method based on variable structure technique of a UPFC has been presented in this paper. Simulation results verified the effectiveness of the control strategy that allows independent control and decoupled active and reactive

power of these devices by minimizing the interaction effect between these powers. The Fuzzy logic second order sliding mode controller ensures a perfect decoupling between the two axes comparatively to the PI one where the coupling effect between them is very clear.

Results comparison between conventional PI Controller and the proposed Fuzzy logic second order sliding mode controller based controller for UPFC indicates that the proposed Fuzzy logic second order sliding mode controller based controller has less steeling time and less overshoot and compared with the conventional Proportional-Integral Controller.

Basing on all these results the UPFC device, can adjust the distribution the system power flow among the transmission line quickly and smoothly, and have no significant impact to other operating parameters of the system.

REFERENCES

1. IEEE Draft Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality. 2018.
2. Boudiaf M., Moudjahed M. Improvement of transient stability of power system by IPFC, SSSC and STATCOM. *Journal of Electrical Engineering*, 2014, vol.14, no.1, pp.257-272.
3. Yang S., Liu Y., Wang X., Gunasekaran D., Karki U., Peng F.Z. Modulation and Control of Transformerless UPFC. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2016, vol.31, no.2, pp. 1050-1063. doi: **10.1109/tpel.2015.2416331**.
4. Krishna T.M., Anjaneyulu K.S.R. Coordination of intelligent controllers for shunt and series converters of UPFC. *2015 Conference on Power, Control, Communication and Computational Technologies for Sustainable Growth (PCCCTSG)*, Dec. 2015. doi: **10.1109/pccctsg.2015.7503911**.
5. Round S.D. Performance of a unified power flow controller using a d-q control system. *Sixth International Conference on AC and DC Power Transmission*, 1996. doi: **10.1049/cp:19960384**.
6. Sharma N. K., Jagtap P.P. Modelling and Application of Unified Power Flow Controller (UPFC). *2010 3rd International Conference on Emerging Trends in Engineering and Technology*, 2010. doi: **10.1109/icetet.2010.169**.
7. Umre P.B., Bandal V.S., Dhamne A.R. Design of controller for Unified Power Flow Controller (UPFC) using Sliding Mode Control (SMC) strategies. *2014 5th International Conference – Confluence The Next Generation Information Technology Summit (Confluence)*, 2014. doi: **10.1109/CONFLUENCE.2014.6949286**.
8. Shotorbani A., Ajami A., Zadeh S., Aghababa M., Mahboubi B. Robust terminal sliding mode power flow controller using unified power flow controller with adaptive observer and local measurement. *IEEE IET Generation, Transmission & Distribution*, 2014, vol.8, no.10, p.1712-1723. doi: **10.1049/iet-gtd.2013.0637**.
9. Nayeripour M., Narimani M.S., Niknam T., Jam S. Design of sliding mode controller for UPFC to improve power oscillation damping. *Applied Soft Computing*, 2011, vol.11, no.8, 2011, pp. 4766-4772. doi: **10.1016/j.asoc.2011.07.006**.
10. López J., Sanchis P., Roboam X., Marroyo L. Dynamic Behavior of the Doubly Fed Induction Generator During Three-Phase Voltage Dips. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2007, vol.22, no.3, pp. 709-717. doi: **10.1109/tec.2006.878241**.
11. Cupertino F., Naso D., Mininno E., Turchiano B. Sliding-Mode Control With Double Boundary Layer for Robust Compensation of Payload Mass and Friction in Linear Motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2009, vol.45, no.5, pp. 1688-1696. doi: **10.1109/tia.2009.2027521**.
12. Bouanane A., Amara M., Chaker A. State space neural network control (SSNNC) of UPFC for compensation power. *2015 3rd International Renewable and Sustainable Energy Conference (IRSEC)*, Dec. 2015. doi: **10.1109/irsec.2015.7455135**.
13. Kamel S., Jurado F., Lopes J.A.P. Comparison of various UPFC models for power flow control. *Electric Power Systems Research*, 2015, vol.121, pp. 243-251. doi: **10.1016/j.epsr.2014.11.001**.
14. Mallick R.K., Nahak N., Sinha R.R. Fuzzy sliding mode control for UPFC to improve transient stability of power system. *2015 Annual IEEE India Conference (INDICON)*, Dec. 2015. doi: **10.1109/indicon.2015.7443182**.
15. Meng W., Qinxiang G., Leiting C., Liqiang L., Caiyun Z. Mathematical Model and Control Strategy of UPFC. *2014 Sixth International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation*, Jan. 2014. doi: **10.1109/icmtma.2014.96**.
16. Wai R.J., Chang J.M. Implementation of robust wavelet-neural-network sliding-mode control for induction servo motor drive. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2008, vol.50, no.6, pp. 1317-1334. doi: **10.1109/TIE.2003.819570**.
17. Utkin V.I. Sliding mode control design principles and applications to electric drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 1993, vol.40, no.1, pp. 23-36. doi: **10.1109/41.184818**.
18. Astrom K.J., Wittenmark B. *Adaptive Control*. New York, Addison-Wesley, 1995.
19. Sun T., Chen Z., Blaabjerg F. Flicker study on variable speed wind turbines with doubly fed induction generators. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2005, vol.20, no.4, pp.896-905. doi: **10.1109/TEC.2005.847993**.
20. Slotine J.J.E., Li W. *Applied Nonlinear Control*. Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall, 1991.
21. Slotine J.-J.E. Sliding controller design for non-linear systems. *International Journal of Control*, 1984, vol.40, no.2, pp. 421-434. doi: **10.1080/00207178408933284**.
22. Tseng M.-L., Chen M.-S. Chattering reduction of sliding mode control by low-pass filtering the control signal. *Asian Journal of Control*, 2010, vol.12, no.3, pp. 392-398. doi: **10.1002/asjc.195**.
23. Boudjema Z., Meroufel A., Djerriri Y., Bounadja E. Fuzzy sliding mode control of a doubly fed induction generator for wind energy conversion. *Carpathian Journal of Electronic and Computer Engineering*, 2013, vol.6, no.2, pp. 7-14.
24. Levant A., Alelishvili L. Integral High-Order Sliding Modes. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 2007, vol.52, no.7, pp. 1278-1282. doi: **10.1109/tac.2007.900830**.
25. Benelghali S., Benbouzid M.E.H., Charpentier J.F., Ahmed-Ali T., Munteanu I. Experimental Validation of a Marine Current Turbine Simulator: Application to a Permanent Magnet Synchronous Generator-Based System Second-Order Sliding Mode Control. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2011, vol.58, no.1, pp. 118-126. doi: **10.1109/tie.2010.2050293**.

Received 25.08.2019

Abdellatif Hinda¹, Associate Professor,
Mounir Khia¹, Doctor of Power Engineering, Professor,
Zinelaabidine Boudjema², Doctor of Power Engineering,
Professor,

¹ SCAMRE Laboratory,
Department of Electrical Engineering,
ENP Oran, Algeria.

² Electrical Engineering Department,
University of Chlef, Algeria,
e-mail: abdellatif.hinda2@gmail.com

A. Rahmani, L. Slimani, T. Bouktir

UNBALANCED LOAD FLOW WITH HYBRID WAVELET TRANSFORM AND SUPPORT VECTOR MACHINE BASED ERROR-CORRECTING OUTPUT CODES FOR POWER QUALITY DISTURBANCES CLASSIFICATION INCLUDING WIND ENERGY

Purpose. The most common methods to design a multiclass classification consist to determine a set of binary classifiers and to combine them. In this paper support vector machine with Error-Correcting Output Codes (ECOC-SVM) classifier is proposed to classify and characterize the power quality disturbances such as harmonic distortion, voltage sag, and voltage swell include wind farms generator in power transmission systems. Firstly three phases unbalanced load flow analysis is executed to calculate difference electric network characteristics, levels of voltage, active and reactive power. After, discrete wavelet transform is combined with the probabilistic ECOC-SVM model to construct the classifier. Finally, the ECOC-SVM classifies and identifies the disturbance type according to the energy deviation of the discrete wavelet transform. The proposed method gives satisfactory accuracy with 99.2% compared with well known methods and shows that each power quality disturbances has specific deviations from the pure sinusoidal waveform, this is good at recognizing and specifies the type of disturbance generated from the wind power generator. References 22, tables 8, figures 9.

Key words: unbalanced load flow, wavelet transform (WT), support vector machines (SVM), power quality disturbance, wavelet energy.

Цель. Наиболее распространенные методы построения мультиклассовой классификации заключаются в определении набора двоичных классификаторов и их объединении. В данной статье предложена машина опорных векторов с классификатором выходных кодов исправления ошибок (ECOC-SVM) с целью классифицировать и характеризовать такие нарушения качества электроэнергии, как гармонические искажения, падение напряжения и скачок напряжения, включая генератор ветровых электростанций в системах передачи электроэнергии. Сначала выполняется анализ потока несимметричной нагрузки трех фаз для расчета разностных характеристик электрической сети, уровней напряжения, активной и реактивной мощности. После этого дискретное вейвлет-преобразование объединяется с вероятностной моделью ECOC-SVM для построения классификатора. Наконец, ECOC-SVM классифицирует и идентифицирует тип возмущения в соответствии с отклонением энергии дискретного вейвлет-преобразования. Предложенный метод дает удовлетворительную точность 99,2% по сравнению с хорошо известными методами и показывает, что каждое нарушение качества электроэнергии имеет определенные отклонения от чисто синусоидальной формы волны, что способствует распознаванию и определению типа возмущения, генерируемого ветровым генератором. Библ. 22, табл. 8, рис. 9.

Ключевые слова: несбалансированный поток нагрузки, вейвлет-преобразование (WT), машины опорных векторов (SVM), нарушение качества электроэнергии, энергия вейвлета.

Introduction. The quality of energy has become an important issue for electric users and their customers. With the rapid increase of wind energy, this quality can be easily disturbed by the distortion in the supply of the electric power network that can lead to high costs and create many problems.

Problem statement and definition. To improve and ensure the quality of the electrical energy, the disturbances must be detected and if possible the detection must be close to the source of these disturbances. Several criteria can set the quality of energy which includes the voltage waveform, harmonics, inter harmonics, transient voltage, frequency voltage, frequency stability, voltage fluctuations (flicker)...etc [1]. To improve the power quality in [2] found that the load flow analysis is an important part and essential step for any power system network computation and it has always been useful by many power system engineers in this domain. Furthermore, they propose a novel approach using a 25 IEEE bus test system to solve the reorder of the unbalanced distribution network including optimal distribution network including optimal location of dispersed production units. By the comparison with other results obtained before, the results of this new technique are better to reduce losses and improve the PQ characteristics in distribution network level. With a same way, In [3] a modification has been done for the CPC power theory to four-wire unbalanced power, for

objective to gives the smallest possible line losses in the same transferred of the active power to the load in non symmetrical and unbalanced distribute voltage. For this reason a load flow is an important analysis tool to improve the PQ [4].

On the other hand, the wavelet transform has an important part in power system, and the development of this tool allowed many scientists to operate in various domains among them power quality. First applied of wavelets transform in power system by Ribeiro and Robertson in 1994 [5, 6]. From this year till now the number of publications in this domain has increased and the most popular wavelet analysis in power systems are used and applied for amelioration of power quality.

Overview of the most well-known evolutionary classifier on the topic. In the literature various methods based on wavelet transform (WT), fuzzy logic, neural network (NN), support vector machine (SVM), particle swarm optimization (PSO) and genetic algorithm (GA) have been proposed and implemented for PQD identification and classification.

In [7] present a combination of binary classifiers method, the proposed PQD classifier is based on WT and SVM, this method uses a one-vs-one multiclass SVM (four SVM nodes) each node is contain one event and trained individually allowing them to be parallelized. In general, the results display a good performance and the

© A. Rahmani, L. Slimani, T. Bouktir

PQ events can be detected. A novel method of automatic classification of hybrid or single PQD is proposed by [1], this proposed algorithm depend of the Discrete Wavelet Transform (DWT) and Probabilistic NN based Artificial Bee Colony (PNN-ABC) optimal feature selection of PQD, the DWT utilized for the feature extraction of the disturbances and the PNN is applied as an operative and dynamic classifier for the classification of the PQD. After the results, they found that the proposed algorithm is a significantly upper technique for characterize and identifying the single and various PQD. On the other hand, [8] are presents a new approach consisting linear Kalman filter and fuzzy-xpert system for identification and classification of voltage and current disturbances in power systems. Linear Kalman filter together with DWT is used to extract the parameters and these parameters are the inputs to fuzzy-xpert system that uses to identify the class of the PQD. A new method to classify and detect PQD in power system based fuzzy logic (FL) and neural networks basis radial function (RBFNN) are suggested in [9], RBFNN used the feature extracted by wavelet as inputs to generate membership function in FL and features to collect various events using FL detection and classification. The comparison showed that the classification accuracy of the fuzzy logic is improved just by the help of PSO, more details in [10]. Other techniques based on fuzzy and WT have been presented in [10, 11]. In [12] is presented another methodology that uses a maximal overlap discrete wavelet transform (MODWT) technique to recognition and locating of different PQD, the coefficients extracted from MODWT used like input for the classifiers. The obtained results show that the Decision Tree (DT) provides better classification accuracy than the SVM at every case with and without noise. Otherwise, the selection tree is working satisfactorily with synthesized or real signals. Probabilistic neural network (PNN) has been used in [13] as a function approximation tool for PQD classification and genetic algorithm (GA) is used to optimize the PNN parameter and the results demonstrate that the method is more accurate than the other methods presented. Another method has been presented in [14], S-transform with double-resolution (DRST) combined with directed acyclic graph based on support vector machines (DAG-SVMs). First, DRST are used for an effective feature extraction from power signals. Then, the DAG-SVMs classify and predict the PQD. Obtained results of this proposed show that the automatic classification algorithm is powerful and has the ability to distinguish and to detect different power quality phenomena classes easily. In [15] is displayed a performance enhancement scheme for the recently developed extreme learning machine (ELM) for classifying PQD using particle swarm optimization (PSO), the results indicated that the proposed algorithm faster and more accurate in discriminating PQD, and overall accuracy was 97.6 %. Other methods based on SVM and WT have been presented in [7, 16], wavelet and neural network [1, 17].

Generally, each research has a different strategy and this is good for providing information and to predict the classes of PQD and each method has its negatives and positives, also the significance of the importance of

unbalanced load flow analysis is needed for more information and good contribution and to generalize all PQD especially in transmission network to reduce power losses and to improve the PQ characteristics for electric users and their customers.

The goal of the paper is to overcome the advantages we propose in this paper a recognized method based unbalanced load flow to extract and calculate difference system data such as voltage, reactive and active power. After, this data are used to calculate the energy deviation of the waveform signal using the discrete wavelet transform, in which the support vector machines with Error-Correcting Output Codes (ECOC-SVM) locates the importance values including to classify some kinds of power quality disturbances produced from the wind energy.

Wavelet transform. Discrete wavelet transform (DWT) is an implementation using a discrete set of scales and wavelet translations obeying certain rules. With $a = a_0^m$ and $b = nb_0a_0^m$, where $a_0 > 1$, $b_0 > 0$, and m, n are integers

$$DWT = (m, n) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) \psi^*(t) dt, \quad (1)$$

where « m » scale and « n » shift (translation)

$$\psi^*(t) = a_0^{\frac{m}{2}} \left(\left(t - na_0^m b_0 \right) / a_0^m \right). \quad (2)$$

In other words, this technique decompose the signal into a set of mutually orthogonal wavelets, which is the major difference with continuous wavelet transform.

Energy of signal. The energy of the disturbed signal will divided into different resolution levels by different ways depending on the power quality events at hand. So, the standard deviation at different resolution levels of the decomposed signal (Equations (1) and (2)) and MRA is proposed in this technique as feature to classify different power quality problems. The energy used in our study in equations (3), is the vector containing the percentages of energy corresponding to the details at different resolution levels, given by

$$E_d(K) = \frac{\sum (C_{d_k})^2}{\sum C^2} \cdot 100, \quad (3)$$

where C is the vector contains the wavelet decomposition and C_d is the vector contains the detail coefficients at level k , using the DWT.

All of the waveforms in this paper are simulated in MATLAB Simulink with IEEE 9 Bus system [18]. We generated pure sine wave (frequency 60 Hz and the amplitude in p.u).

Proposed method. The block diagram in Fig. 1 demonstrate the proposed method. Where the Support Vector Machine (SVM) with Error-Correcting Output Codes (ECOC) classifier is proposed to classify and characterize the power quality disturbances such as voltage sag, voltage swell and harmonic distortion, which are possible to be produced from the wind energy.

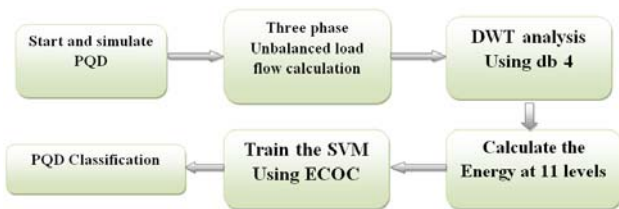


Fig. 1. Block diagram representing the simulation steps

Firstly, 3 phases unbalanced load flow analysis is executed to calculate different electric network characteristics, levels of voltage, active and reactive power. After, a wavelet transform is applied to decompose the signal by DWT. Using the equation (3), we calculate the energy of the decomposed signal. Finally, the ECOC-SVM

classifies and identifies the disturbance type according to the energy deviation of the DWT.

Applications and results. Possible causes of the voltage sag include short circuit faults, electric motors starting, turning on of heavy equipment, capacitor switching, etc. Sag can occur on multiple-phase or on a single phase, and are often accompanied by voltage swells on other healthy phases. Where, the harmonic currents produced by some nonlinear loads on the system, such as adjustable speed drives, arc furnace loads, computers, copiers, etc. The wind power generator has a possibility to generate all this kinds of disturbances. By this way, we have generated different power quality problems using the IEEE 9 Bus model (Fig. 2).

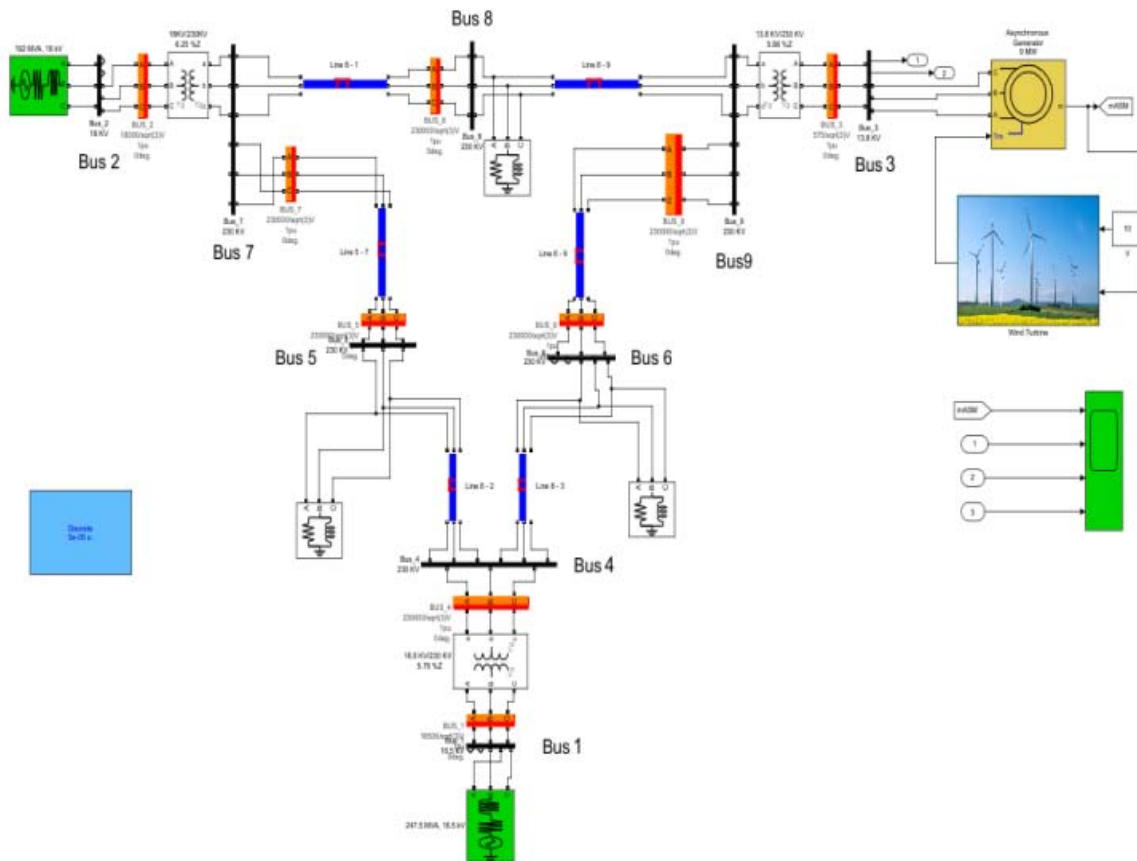


Fig. 2. IEEE 9 bus system network

In this study, sag and swell voltages caused by a short circuit fault at bus 6 and the rectifiers (diode) are used in our study as source of harmonics on the network at the same bus with 90 % power factor ($\cos\theta = 0.9$) in Bus 6, take in consideration the main characteristics of event in power system [19].

Unbalanced Load Flow Results. Load flow analysis is an important part and essential step for any power system network computation and it has always been useful by many power system engineers in this domain to improve the power quality and to reduce the power losses. Most methods use a balanced load flow (single or simple phase), this gives low information quantity, especially in three phase system in transmission or distributed network. For this reason, unbalanced load flow is needed to extract a maximum of information in

each phase. Table 1, 2 and Fig. 3 presents 3 phase unbalanced load flow results.

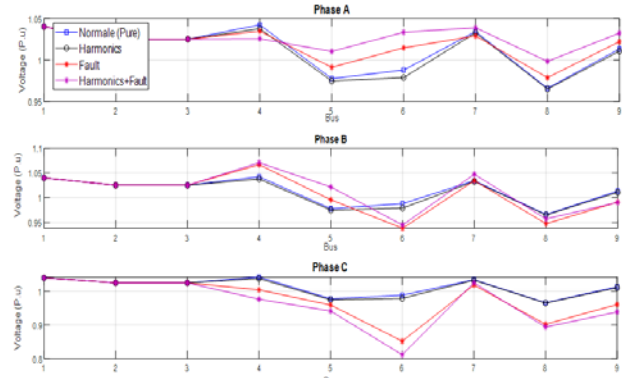


Fig. 3. Voltage profile of the three phase load flow results

Table 1 represents the phase magnitude voltage, angle, active and reactive powers in each generator bus and Table 2 represent the load buses. It can be seen the non-symmetrical values in some buses, especially in case of the manager's fault (phase C), where Fig. 3 shows in detail the voltage profile and the minimum voltage found in case 4 (harmonics + fault), especially in phase C at bus 6 and its observed also near to this bus. Furthermore, in the harmonic disturbance results, there is a difference between all buses, this is due to the location of the harmonic source (bus 6) and the total distortion harmonic (THD) in each bus when THD in bus 1 was 1.16 % in bus 6 30.29 % and 21.3 % in bus 5, The same thing for the other disturbances.

DWT Results. The appropriate select of the mother wavelet perform an important part in detecting, localizing and analysing different kinds of signal variations, the choice relies on the nature of the application. For detection of low amplitude, short duration, fast decaying and oscillating type of signals, the most popular wavelets are Daubechies and Symlets families (db2, db3 and sym2, sym3... etc). Wavelet Daubechies «db4» is used to execute the DWT with 11 decomposition levels.

Figure 4 shows the distorted energy distribution at each level, we could not actually recognize the features. High and low frequency disturbance come in 5th, 6th and 9th level. The results showed that the sag energy deviation levels are less than the pure energy deviation levels, and minimum values concentrates between 6th and 9th levels. Contrary to the value of energy in voltage swell is more than the pure signal, also the voltage swell has the maximum energy deviation at level 8. These figures have been tested and proved using the IEEE 9-bus network (Fig. 2).

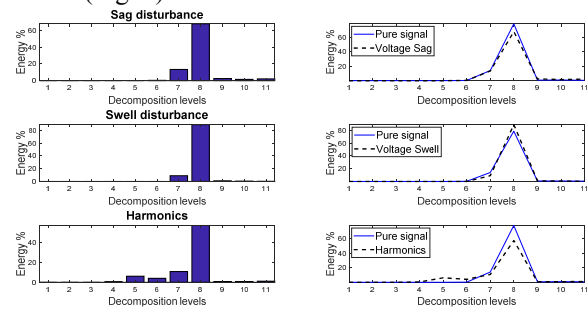


Fig. 4. Distortion energy distribution in each level

Table 1

Unbalanced load flow results for the Generators Buses

		Phase A				Phase B				Phase C				Total			
		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power	
		p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar
BUS 1	Normal (pure)	1.04	0	27.4	-0.67	1.04	-120	27.4	-0.67	1.04	120	27.4	-0.67	1.04	0	82.21	-2.02
	Harmonics	1.04	0	25.89	2.04	1.04	-120	25.89	2.04	1.04	120	25.89	2.04	1.04	0	77.67	6.13
	Fault (phase C)	1.04	0	25.72	3.87	1.04	-120	31.33	-15.15	1.04	120	106.98	31.07	1.04	0	164.04	19.80
	Harm + Fault	1.04	0	8.85	8.81	1.04	-120	12.92	-18.22	1.04	120	106.74	47.96	1.04	0	128.51	38.57
BUS 2	Normal (pure)	1.025	9.54	54.32	-2.36	1.025	-110.46	54.32	-2.36	1.025	129.54	54.32	-2.36	1.025	9.54	162.97	-7.07
	Harmonics	1.025	9.96	54.33	-1.54	1.025	-110.04	54.33	-1.54	1.025	129.96	54.33	-1.54	1.025	9.96	163	-4.63
	Fault (phase C)	1.025	14.26	54.33	0.53	1.025	-114.3	54.33	-2.4	1.025	113.85	54.33	6.30	1.141	4.61	163	4.44
	Harm + Fault	1.025	19.15	54.33	-4.82	1.025	-111.17	54.33	-9.57	1.025	114.46	54.33	2.58	1.0091	7.49	163	-11.81
BUS 3	Normal (pure)	1.025	2.74	28.3	7.61	1.025	-117.26	28.3	7.61	1.025	122.74	28.3	7.61	1.025	2.74	84.90	22.83
	Harmonics	1.025	3.16	28.33	9.14	1.025	-116.54	28.33	9.14	1.025	123.46	28.33	9.14	1.025	3.46	85	27.42
	Fault (phase C)	1.025	9.93	28.33	2.43	1.025	-122.03	28.33	20.59	1.025	101.67	28.33	38.26	1.0042	-3.46	85	61.28
	Harm + Fault	1.025	15.32	28.33	-3.53	1.025	-118.58	28.33	20.94	1.025	100.97	28.32	51.27	0.9942	-0.73	84.99	68.69

Table 2

Unbalanced load flow for the Load Buses

		Phase A				Phase B				Phase C				Total			
		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power	
		p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar
BUS 5	Normal (pure)	0.9777	-3.66	41.63	16.58	0.9777	-123.66	41.63	16.58	0.9777	116.34	41.63	16.58	0.9777	-3.66	124.89	49.75
	Harmonics	0.9748	-3.44	41.67	16.67	0.9748	-123.44	41.67	16.67	0.9748	116.56	41.67	16.67	0.9748	-3.44	125	50
	Fault (phase C)	0.9713	-1.85	41.67	16.67	0.9957	-125.56	41.67	16.67	0.9093	104.58	41.67	16.67	0.9541	-7.42	125	50
	Harm + Fault	1.0103	2.33	41.67	16.67	1.0495	-122.4	41.67	16.67	0.9413	105.86	41.67	16.67	0.9933	-4.48	125	50
BUS 6	Normal (pure)	0.9879	-4.73	29.88	9.93	0.9879	-124.73	29.88	9.93	0.9879	115.27	29.88	9.93	0.9879	-4.73	89.64	29.78
	Harmonics	0.9789	-3.86	28.47	13.8	0.9789	-123.86	28.47	13.8	0.9789	116.14	28.47	13.8	0.9789	-3.86	85.4	41.4
	Fault (phase C)	1.0646	-0.74	30	10	0.9382	-124.77	30	10	0.7239	86.77	30	10	0.8835	-10.62	90	30
	Harm + Fault	1.0933	2.09	28.47	13.8	0.9448	-119.96	28.46	13.8	0.5869	80.18	28.45	13.8	0.8369	-7.67	85.38	41.39
BUS 8	Normal (pure)	0.9661	-1.72	33.42	11.65	0.9661	-121.72	33.42	11.65	0.9661	118.28	33.42	11.65	0.9661	-1.72	100.25	34.94
	Harmonics	0.9651	-1.1	33.33	11.67	0.9651	-121.1	33.33	11.67	0.9651	118.9	33.33	11.67	0.9651	-1.1	100	35
	Fault (phase C)	0.9788	4.54	33.33	11.67	0.9475	-126.1	33.33	11.67	0.9023	99.21	33.33	11.67	0.9276	-7.09	100	35
	Harm + Fault	0.9984	10.31	33.33	11.67	0.9572	-122.34	33.33	11.67	0.8940	99.2	33.33	11.67	0.9273	-3.54	100	35

Using the proposed rules extracted from MRA technique at different levels with MRA curve the recognizing waveform problem becomes more easily and we can localize and detect and also classify several PQ events. When sag occurs, the 8th level also when the signal suffers harmonic distortion the 5th and 6th levels show noticeable variations, and this is clear in Fig. 5.

The percentages of energy depend on many factors, value of the disturbance, the duration, the location of this disturbance (in which bus) also the parameter of the network system as lines, load, voltage source...etc.

However, to preserve the complete information Std-MRA curve values of all levels of MRA are considered as an input to SVM to classify the power quality events.

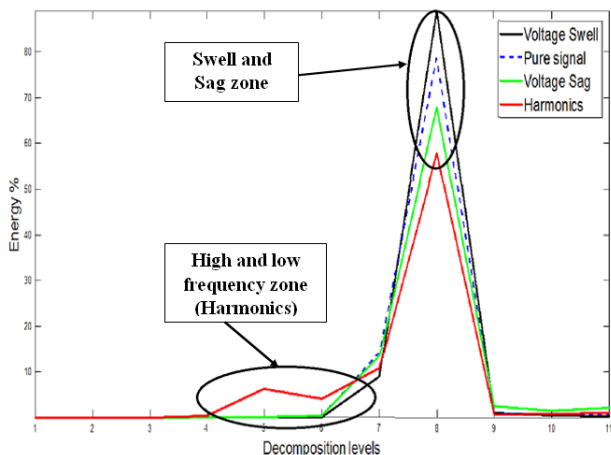


Fig. 5. Families of energy deviation curve for different PQD

Support Vector Machine results. A Support Vector Machine (SVM) is a special classifier formally and known by a separating hyperplane. In the other words, given name as training data (supervised or control learning), the algorithm outputs an optimal hyperplane which classify new examples (Fig. 6). For that reason our objective should be to obtain the line passing as far as possible from all points. Then, the process of the SVM algorithm is based on locate the optimal hyperplane that determinate the largest distance between the two class to the training examples. In this case, the classification becomes very dynamic and more precise. Different kernel functions are used and applied in the literature. The Gaussian kernel (Equation (4)) is an example of radial basis function kernel which gives the best results is selected [20]

$$k(x, y) = \exp\left(-\frac{\|x - y\|^2}{2\sigma^2}\right). \quad (4)$$

The adjustable parameter σ represent a significant role in the behavior of kernel, and should be carefully adjust to the problem at hand. If overestimated, the exponential will behave almost linearly and the higher-dimensional projection and forecast will start to lose its non-linear capacity. In the other hand, if underestimated the function will miss regularization and the decision limit will be highly sensitive to unrest in training data.

Two-Class Support Vector Machine. From the simulated signals, DWT is applied to the signals waveforms. After, the energy of the decomposition levels

obtained using the DWT are used for SVM. The basic idea of SVM is to plan the training data from the input area into a higher dimensional feature space through Gaussian kernel function. By this away, space optimal hyper plane is specified and determined to maximize the generalization ability of the classifier. Before the training process, input data are normalized and divided into 500 sets for training and 300 sets for test. A structure of the support vector machines consists of 2 or 3 inputs (Energy level), for example [Ed6 – Ed8] or [Ed6 – Ed8– Ed9] as illustrated in Table 3. The output variables of the support vector machines are designated as value range from 1 to 6, which corresponds to the different power quality problems:

- A: «1» corresponds to Voltage swell;
- B: «2» corresponds to Voltage sag;
- C: «3» corresponds to Harmonic;
- D: «4» corresponds to Voltage swell + Harmonic;
- E: «5» corresponds to Voltage sag + Harmonic;
- F: «6» corresponds to pure (without problems).

We have 5 Two-Class SVM models are used and each model contains 2 types of the power quality problems (Table 3). For each SVM model, the adjusted parameters out-of sample classification error are investigated as the most appropriate parameters so that the obtained output is only specified or determined the effect of choice or with energy level are good for the training of the SVM and also for the classification. After the training process, case studies are varied so that the decision algorithm capability can be verified. The total numbers of the case studies are 300.

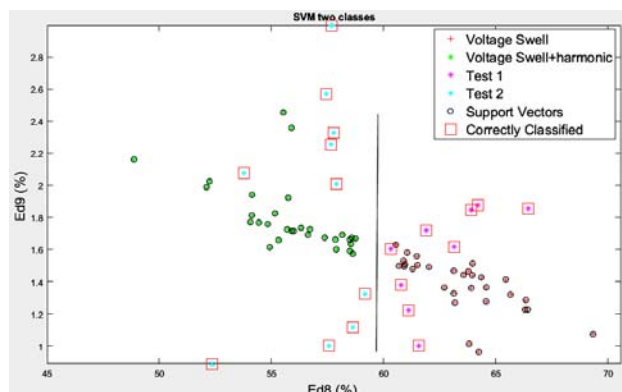


Fig. 6. Classification by two-class SVM between Voltage swell and Voltage swell + Harmonic

Table 3
Out-of sample classification error for two-class SVM

SVM Models	Ed 6 & Ed 9	Ed 8 & Ed 6	Ed 8 & Ed 9	Ed 6 & Ed 8 & Ed 9
A & B	0 %	2 %	2 %	0 %
B & C	0 %	0 %	0 %	0 %
C & E	27 %	7 %	10 %	0 %
C & D	16 %	13 %	21 %	9 %
D & E	12 %	3 %	5 %	0 %
Average	12 %	5 %	7.6 %	1.8 %

Multi-Class SVM (ECOC-SVM). The most common framework or methods already used Kernel functions. Well known classic SVM was developed for binary classification, if a multi class classifier is needed

such as the case of PQD classification, particularly where the signals include more than one disturbance or more problems, in this situation the SVM needs to be achieved in several steps. The natural extension is to combine various binary classifiers to response and to comply a binary decision tree. Error-Correcting Output Codes (ECOC) represent a effective structure to handling with these kinds of problems. However, the performance is influenced by the size and degree of the problem. In addition, for the particular case analyzed in this paper, multi ECOC technique or Fit multiclass models for support vector machines (fitcecoc) are used [21]. Multi ECOC technique is based on a reduction of multiclass classification problems to a set and combination of binary SVM where certain decoding scheme and coding design are used for the prediction of classification results according to binary SVM predictions (Fig. 7):

- max objective evaluations of 30 reached;
- total function evaluations: 30;
- total elapsed time: 50.6946 sec;
- total objective function evaluation time: 8.1846.

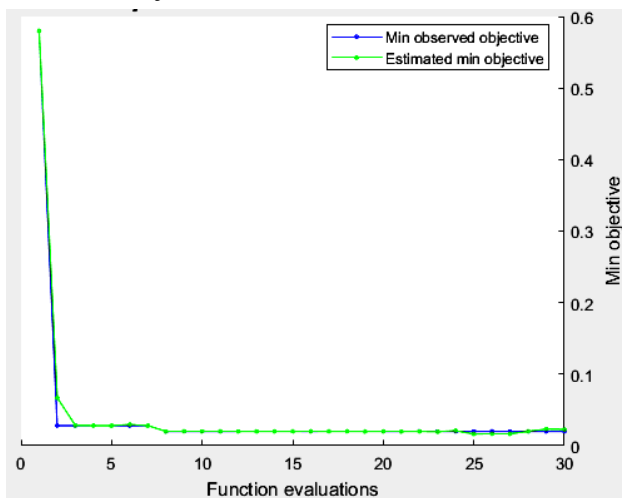


Fig. 7. Min objective vs Number of function evaluations

Table 4
Out-of sample classification error for ECOC-SVM

	Ed 8 & Ed 6	Ed 6 & Ed 8 & Ed 10	All Energy levels (Ed1-Ed11)
Out-of sample classification error ECOC-SVM	10.8 %	10 %	3.2 %

Wind turbine simulation and results. In this section, reconfiguration of the transmission network in the presence of power wind generator. As we know, this reconfiguration can disturb the network parameters and create some PQD (Harmonics and voltage perturbation), as seen in Fig. 9, by replacing the generator in bus 3 by a wind farm power generation and keeping the same power generation 85 MW (figure 2).

Figures 8 and 9 represent the simulation results, where Fig. 8 represent the mechanical power of the turbine and the speed of the asynchronous machine. On the other hand, Fig. 9 present the frequency, current and voltage waveform at bus 3 and table 8 represent the 3 phase load flow results with and without wind energy.

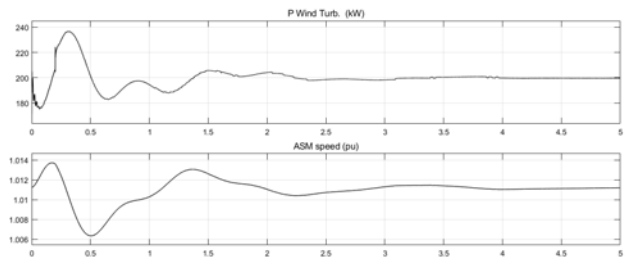


Fig. 8. Turbine mechanical power and the ASM speed

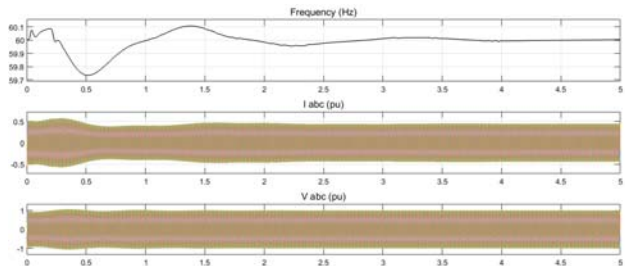


Fig. 9. Frequency, current and voltage waveform at bus 3

In this part we will divide the signal produced from the wind generator at bus 3 into 3 parts (0-0.5 s, 0.5-1 s, 1-5 s), and we will try to detect the different perturbation on this signal using ECOC-SVM classifier. Table 5 shows the classification results.

Table 5

PQD classification generated by the wind generator using Ecoc-SVM classifier

SIGNAL PART	[0 – 0.5 s]	[0.5 – 1 s]	[1.5 – 4.5 s]
PQD class	D	E	F

Comparing performance with other classifiers. Tables 6 and 7 demonstrate the ability of the proposed method to identify and classify PQD with very high accuracies averaging to 99.2 %.

Table 6

Percentage of classification by ECOC-SVM and other existing classifiers

Type of power quality problem	ST with CFDT [22]	S-transform and DAG-SVMs [14]	Proposed ECOC-SVM
A	98.66 %	98.5 %	100 %
B	97.33 %	99 %	100 %
C	100 %	99.5 %	98 %
D	98 %	97 %	98 %
E	–	99.5 %	100 %
Average	98.49 %	98.7 %	99.2 %

Table 7

Classification accuracy rate of the proposed method compared with other methods

Method	Classification
Proposed method (ECOC-SVM)	99.20 %
Neural network with DWT and fuzzy logic [10]	98.17 %
Wavelet and fuzzy logic [11]	98.02 %
Wavelet and SVM [7]	93.43 %
PSO-ELM [15]	97.60 %
Fast Dyadic ST with CFDT [22]	98.66 %

The performance and the efficiency of the proposed method and algorithm is also compared with other existing classifiers, including wavelet transform and neural network, wavelet transform and neural fuzzy, wavelet and SVM. The most common methods to design multiclass classification is to determine a series of binary classifiers and to combine or collect them [14-16]. This

work represents an effective framework to compact with these types of problems.

The results showed significant performance by different device and strategy of new problem dependent designs based on the ternary ECOC-SVM with out-of-sample classification error are relatively low with 3.2 % (Table 4).

Table 8

Load flow results with and without wind energy in some buses

		Phase A				Phase B				Phase C				Total			
		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power		Voltage		Power	
		p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar	p.u	angle	MW	Mvar
BUS 3	Without wind	1.025	2.74	28.3	7.61	1.025	-117.26	28.3	7.61	1.025	122.74	28.3	7.61	1.025	2.74	84.90	22.83
	With wind	1.02	1.11	28.33	5.14	1.02	-116.1	28.33	5.14	1.02	123.5	28.33	5.14	1.02	1.15	85	15.42
BUS 8	Without wind	0.9661	-1.72	33.42	11.65	0.9661	-121.72	33.42	11.65	0.9661	118.28	33.42	11.65	0.9661	-1.72	100.25	34.94
	With wind	0.9555	2.1	33.99	10.41	0.9555	-117.9	33.99	10.41	0.9555	121.96	33.99	10.41	0.9555	1.88	101.97	31.23
BUS 6	Without wind	0.9879	-4.73	29.88	9.93	0.9879	-124.73	29.88	9.93	0.9879	115.27	29.88	9.93	0.9879	-4.73	89.64	29.78
	With wind	0.9620	3.27	29.77	8.96	0.9620	-115.84	29.77	8.96	0.9620	122.90	29.77	8.96	0.9620	3.52	89.33	29.6

Conclusion.

The paper introduces the application and the implementation of wavelet transform and multiresolution analysis signal decomposition as a powerful analysis tool in power system, the property of this wavelet demonstrate the capacity of this technique to extract significant information from the analyzed distorted signal. This information is partitioned into different zones where each zone can be used to observe and classify power quality problems. The results show clearly that the precision of the combination of discrete wavelet transform and support vector machines algorithm is highly acceptable as shown in previous tables. In the other hand, the proposed method is able to recognize and classify different power disturbance types efficiently with 99.2 % compared with well known methods. The further work will be the improvement of the algorithm by taking in consideration the real signals for the development of the practical protection system, it can also help in finding and locating the source and the cause of disturbance.

REFERENCES

1. Khokhar S., Mohd Zin A.A., Memon A.P., Mokhtar A.S. A new optimal feature selection algorithm for classification of power quality disturbances using discrete wavelet transform and probabilistic neural network. *Measurement*, 2017, vol.95, pp. 246-259. doi: 10.1016/j.measurement.2016.10.013.
2. Roosta A., Eskandari H.-R., Khooban M.-H. Optimization of radial unbalanced distribution networks in the presence of distribution generation units by network reconfiguration using harmony search algorithm. *Neural Computing and Applications*, 2018, vol.31, no.11, pp. 7095-7109. doi: 10.1007/s00521-018-3507-0.
3. Škrbić B., Mikulović J., Šekara T. Extension of the CPC power theory to four-wire power systems with non-sinusoidal and unbalanced voltages. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2019, vol.105, pp. 341-350. doi: 10.1016/j.ijepes.2018.08.032.
4. Emiroglu S., Uyaroglu Y., Ozdemir G. Distributed reactive power control based conservation voltage reduction in active

distribution systems. *Advances in Electrical and Computer Engineering*, 2017, vol.17, no.4, pp. 99-106. doi: 10.4316/aecce.2017.04012.

5. Ribeiro P.F. Wavelet transform: an advanced tool for analyzing non-stationary harmonic distortion in power system. *Proceedings of the IEEE International Conference on Harmonics in Power Systems*, Bologna, Italy, September 21-24, 1994.

6. Robertson D., Camps O., Mayer J. Wavelets and power system transients: feature detection and classification. *Proceedings of SPIE international symposium on optical engineering in aerospace sensing*, Orlando, FL, USA, April 5-8, 1994, vol.2242, pp. 474-487.

7. De Yong D., Bhowmik S., Magnago F. An effective power quality classifier using wavelet transform and support vector machines. *Expert Systems with Applications*, 2015, vol.42, no.15-16, pp. 6075-6081. doi: 10.1016/j.eswa.2015.04.002.

8. Abdelsalam A.A., Eldesouky A.A., Sallam A.A. Classification of power system disturbances using linear Kalman filter and fuzzy-expert system. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2012, vol.43, no.1, pp. 688-695. doi: 10.1016/j.ijepes.2012.05.052.

9. Kanirajan P., Kumar V.S. Wavelet-based power quality disturbances detection and classification using RBFNN and fuzzy logic. *International Journal of Fuzzy Systems*, 2015, vol.17, iss.4, pp 623-634. doi: 10.1007/s40815-015-0045-0.

10. Reaz M.B.I., Choong F., Sulaiman M.S., Mohd-Yasin F., Kamada M. Expert system for power quality disturbance classifier. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2007, vol.22, no.3, pp. 1979-1988. doi: 10.1109/tpwrd.2007.899774.

11. Guo-Sheng Hu, Jing Xie, Feng-Feng Zhu. Classification of power quality disturbances using wavelet and fuzzy support vector machines. *2005 International Conference on Machine Learning and Cybernetics*, 2005. doi: 10.1109/icmlc.2005.1527633.

12. Upadhyaya S., Mohanty S. Localization and classification of power quality disturbances using maximal overlap discrete wavelet transform and data mining based classifiers. *IFAC-PapersOnLine*, 2016, vol.49, iss.1, pp 437-442. doi: 10.1016/j.ifacol.2016.03.093.

13. Manimala K., Selvi K. Power disturbances classification using S-transform based GA-PNN. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series B*, 2015, vol.96, iss.3, pp 283-295. doi: 10.1007/s40031-014-0144-6.

14. Li J., Teng Z., Tang Q., Song J. Detection and classification of power quality disturbances using double resolution S-transform and DAG-SVMs. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 2016, vol.65, no.10, pp. 2302-2312. doi: **10.1109/tim.2016.2578518**.
15. Ahila R., Sadasivam V., Manimala K. An integrated PSO for parameter determination and feature selection of ELM and its application in classification of power system disturbances. *Applied Soft Computing*, 2015, vol.32, pp 23-37. doi: **10.1016/j.asoc.2015.03.036**.
16. Bosnic J.A., Petrovic G., Putnik A., Mostarac P. Power quality disturbance classification based on wavelet transform and support vector machine. *2017 11th International Conference on Measurement*, May 2017. doi: **10.23919/measurement.2017.7983524**.
17. Bhavani R., Prabha N.R. A hybrid classifier for power quality (PQ) problems using wavelets packet transform (WPT) and artificial neural networks (ANN). *2017 IEEE International Conference on Intelligent Techniques in Control, Optimization and Signal Processing (INCOS)*, Mar. 2017. doi: **10.1109/itcosp.2017.8303073**.
18. Available at: https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/45936-ieee-9-bus?s_tid=srchtitle (accessed 13 May 2018).
19. Muhammad Zaid M., Malik M.U., Bhatti M.S., Razzaq H., Aslam M.U. Detection and classification of short and long duration disturbances in power system. *Journal of Electrical Systems*, 2017, vol.13, iss.4, pp 779-789.
20. Ekici S. Classification of power system disturbances using support vector machines. *Expert Systems with Applications*, 2009, vol.36, iss.6, pp 9859-9868. doi: **10.1016/j.eswa.2009.02.002**.
21. Escalera S., Pujol O., Radeva P. On the decoding process in ternary error-correcting output codes. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 2010, vol.32, no.1, pp. 120-134. doi: **10.1109/tpami.2008.266**.
22. Biswal M., Dash P.K. Measurement and classification of simultaneous power signal patterns with an S-transform variant and fuzzy decision tree. *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, 2013, vol.9, no.4, pp. 1819-1827. doi: **10.1109/tii.2012.2210230**.

Received 12.08.2019

Ala eddine Rahmani¹, Ph.D Student in Electrical Engineering,
Linda Slimani¹, Doctor in Electrical Engineering, Professor,
Tarek Bouktir¹, Doctor in Electrical Engineering, Professor,
¹Department of Electrical Engineering,
Université Ferhat Abbas Sétif 1, Algeria,
phone: +213 658 210 102,
e-mail: alaaeddirahmani@yahoo.fr,
slimaniblinda@gmail.com, tbouktir@univ-setif.dz

R.V. Zaitsev, M.V. Kirichenko, G.S. Khrypunov, L.V. Zaitseva, O.N. Chugai, A.A. Drozdova

CONSTRUCTIVE SOLUTION OF HIGHLY EFFECTIVE PHOTOENERGY MODULE: DEVELOPMENT AND EXPERIMENTAL TESTING

Based on experimental study and computer modeling of working temperature influence on the efficiency of Chinese production silicon solar cells identified temperature dependence of efficiency shows the feasibility of using Chinese production Si-SC in the construction of photovoltaic thermal system, which together with the heat pump is part of a combined system for hot water supply, heating and air conditioning. Based on a detailed analysis of the working temperature influence on the efficiency of photovoltaic processes that determine the solar cells work, it has been developed the optimal construction and technological solution of hybrid solar generated module, the main feature of which is the heat exchange block, designed to reduce the solar cells working temperature. The experimental testing of hybrid modules samples equipped with developed cooling system, high-voltage part of power take-off system demonstrates their reliability and high efficiency which allow to achieve the such module efficiency up to 18.5 %. References 19, tables 1, figures 8.

Keywords: silicon solar cells, working temperature, efficiency dependence, diode and output parameters, cooling system, solar irradiation concentration, hybrid solar generating module.

На основе экспериментального исследования в комплексе с компьютерным моделированием влияния рабочей температуры на эффективность кремниевых солнечных элементов китайского производства выявлена температурная зависимость их эффективности. Температурная зависимость показывает целесообразность использования солнечных элементов китайского производства в составе фотоэлектрической тепловой системы, которая вместе с тепловым насосом является частью комбинированной системы горячего водоснабжения, отопления и кондиционирования воздуха. На основе детального анализа влияния рабочей температуры на эффективность фотоэлектрических процессов, определяющих работу солнечных элементов, было разработано оптимальное конструктивно-технологическое решение гибридного солнечного генерирующего модуля, основной особенностью которого является теплообменный блок, предназначен для снижения рабочей температуры солнечных элементов. Экспериментальные испытания образцов таких модулей, оснащенных разработанной системой охлаждения и высоковольтной системой отбора мощности, демонстрируют их надежность и высокую эффективность, позволяющие достичь КПД гибридного модуля до 18,5 %. Библ. 19, табл. 1, рис. 8.

Ключевые слова: кремниевые солнечные элементы, рабочая температура, зависимость эффективности, диодные и выходные параметры, система охлаждения, концентрация солнечного излучения, гибридный солнечный модуль.

Introduction. Now by increasing the efficiency of industrial production monocrystalline silicon solar cells (Si-SC) up to 17-18 % while significantly reducing their cost Chinese manufacturers were the largest exporters of photovoltaic products in the world [1]. A significant part of the manufacturers engaged in industrial production of solar modules, using Chinese-made solar cells. In addition, the largest segment of the market of imported solar modules also is occupied by Chinese manufacturers. For selling solar cells Chinese manufacturers in addition to efficiency and output parameters indicate the open circuit voltage (U_{oc}), short-circuit current density (J_{sc}), the fill factor (FF) of the illuminated current-voltage characteristic (CVC) which are measured at room temperature 25 °C.

However, during Si-SC working, according to the efficiency value only a small part of solar energy using to generate electricity. The majority of solar radiation has converted to heat in the device structure. This leads to an increase of Si-SC working temperature, which reduces their efficiency. In a significant amount of research works have been analyzed the influence of temperature on the efficiency of monocrystalline Si-SC, which are produced in European countries and Russia (see, [2-4]). Thus, established physical mechanisms lead to lower efficiency. At the same time, similar studies of Chinese production Si-SC with a few exceptions was not carried out [5]. Now a popular option for increasing a power of solar energy stations is the equipment of solar generating module (SGM) by low solar concentration system. Using low-

concentration of solar radiation is economically justified. The equipment of photovoltaic modules, by concentrators single or double-sided flat foeline type, as shown in Fig. 1, with the degree of concentration up to 2, which is optimal for solar cells of conventional design based on single-crystal silicon allows to twice reduce the number of used solar cells, thereby reducing consumption of semiconductor material.

However, preliminary calculations of thermal parameters for SGM equipped with concentrator show that without cooling systems such using low-concentration solar radiation increases the SGM equilibrium temperature up to 55 °C, close to the maximum operating temperature of the Si-SC.



Fig. 1. Example of SGM module, equipped with a one-sided low solar concentration system

Thus, the study of temperature influence on the efficiency of photovoltaic processes in industrial samples of Chinese production Si-SC should be consider as relevant research objective, which has great practical importance. In the first phase were carried out, the experimental study the effect of temperature on the output diode parameters of industrial samples Chinese production Si-SC.

In the second stage, we analyze the physical mechanisms of the temperature effect on the output and diode parameters industrial samples of investigated Si-SC. Based on the experimental data obtained in the third step was the development of a hybrid solar generating module concept.

Aim of the investigation development of highly effective photoenergy module based on silicon solar cells construction solution and their experimental testing.

1. Experimental technique. According to the equivalent Si-SC circuit quantitative characteristics of photovoltaic processes that occur in such device structures are diode characteristics: density of the photocurrent (J_{ph}), the diode saturation current density (J_0), the coefficient of diode ideality (A), series resistance (R_s) and shunt resistance (R_{sh}), calculated per unit area of SC.

By the analyzing the literature [6], it can be shown that with increasing J_{ph} , R_{sh} , and with decreasing J_0 , A , R_s increases the efficiency of solar cells. The photocurrent density, which quantifies the effectiveness of nonequilibrium charge carriers generation and diffusion processes, determined by the number of photons arriving to the base layer, a quantum yield of the photoelectric effect and the of nonequilibrium charge carriers lifetime in the base layer. The values of the ideality coefficient and density of diode saturation current, which quantitatively characterize the efficiency of the of nonequilibrium charge carriers separation in Si-SC, controlled by the recombination speed in the space charge area and the energy structure of the separation barrier. Shunt resistance is included in the equivalent circuit of solar cells in order to take into account the influence on the efficiency photovoltaic processes of low resistivity local parts of the device structure and the end surfaces. The series resistance of solar cells, the amount of which determines the nonequilibrium charge carriers collection efficiency depends on the electrical conductivity of the base Si-SC layer, the contact resistance and the recombination speed of nonequilibrium charge carriers on the back and front contacts.

In this work calculation of output and diode parameters for investigated SC was carried out using the developed analytical processing program based on an approximation of the experimental illuminated CVC by the theoretical expression from [6]. Illuminated CVC Si-SC measured by the loaded method during Illumination SC by the solar radiation simulator for terrestrial conditions with the light power up to 100 mW/cm². Measuring scheme, which has shown in Fig. 2,a, as a source of simulating solar radiation includes LED Illuminator (Fig. 2,b) with microcontroller control.

The variable load resistance having six decades with the corresponding resistance values, which allows

precisely vary value when measuring the CVC in the range from 0.01 up to 1000 Ohm. Registering of voltage value on load resistance has carried out by digital multimeter Mastech MS8226 DMM. Initial registering and control during measurements the value of radiation power on the SC front surface, were performed using standard Si-SC having a known value of the short-circuit current, and place it near the investigated Si-SC. By changing, the distance between the Si-SC and LED illuminator emitting element achieved the compliance with the actual value of I_{sc} for standard Si-SC to its value at 100 mW/cm² irradiance power, after that investigated Si-SC has been connected to the measuring circuit.

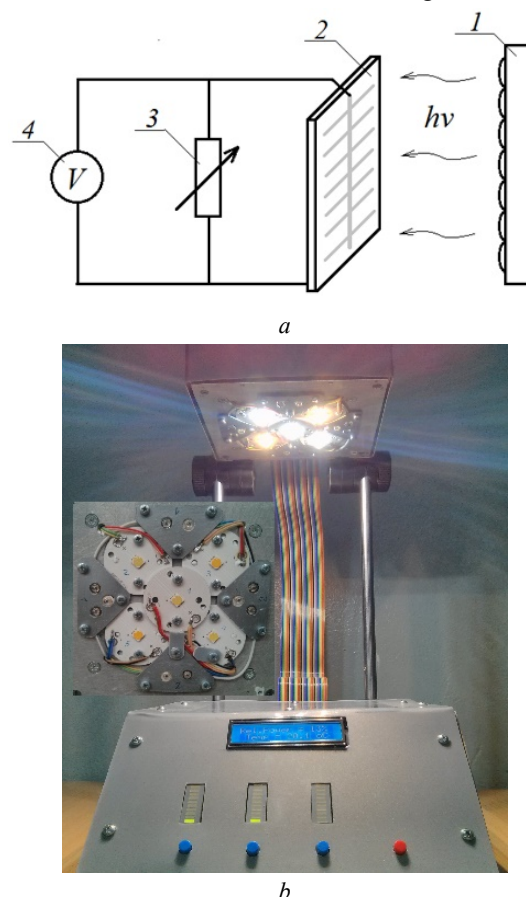


Fig. 2. Measuring scheme for investigated loaded current-voltage characteristics (a) and the appearance of the LED illuminator (b), the inset shows the location of the LEDs on the radiating element (1 – LED Illuminator; 2 – investigated Si-SC; 3 – variable load resistance; 4 – multimeter to measure the voltage on the load resistance)

3. Results and its discussion. For the experimental studies of the temperature effect on the output and diode parameters of Si-SC were selected monocrystalline Chinese production Si-SC with the characteristic values of efficiency, which represent the minimum, maximum and average values for the device structures on the market.

For this samples at temperatures from 0 °C up to 50 °C illuminated CVC were measured. As a result of subsequent analytical processing measured illuminated CVC were determined output and diode parameters investigated Si-SC.

The analysis shows that with increasing temperature, observed practically linear decrease of efficiency (Fig. 3, on this and other figures 1, 2, 3 is the numbers of investigated SC).

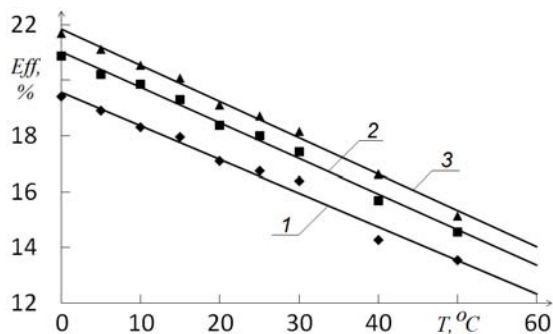


Fig. 3. Effect of working temperature on the Si-SC efficiency

The reduction factor, which describes the relative change of efficiency when the temperature changes by one degree, is 0.7 %/°C. For the open-circuit voltage and short circuit current density also observed reduce their values with increasing operating temperature (Fig. 4,*a,b*). Fill factor of the illuminated CVC does not change substantially with increasing temperature.

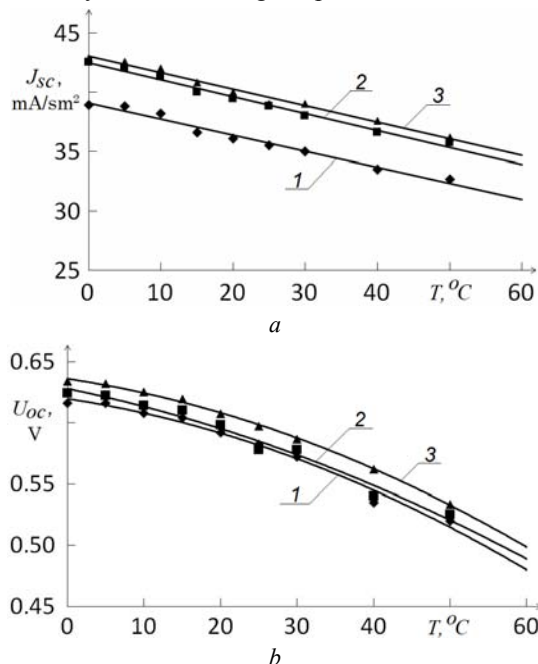


Fig. 4. Effect of working temperature on the Si-SC short circuit current density (*a*) and the open circuit voltage (*b*)

Analysis of the diode parameters showed that the recorded decrease of efficiency due to the increase of the diode saturation current density (Fig. 5,*a*) and a decrease of shunt resistance (Fig. 5,*b*).

The analysis of the physical mechanisms of the temperature effect on the output and diode parameters for Chinese production Si-SC industrial samples shown that experimental results are only partially can be commented upon in the framework of traditional ideas about the influence of temperature on the efficiency of photovoltaic processes in the Si-SC, which has described in [7]. According to traditional views, which correspond to the experimental studies of Si-SC at increasing the

temperature the diffusion length of the nonequilibrium carriers in Si increases. This is because the diffusion coefficient is not changed or increased, and the minority carrier lifetime increases with increasing temperature. The increase of minority carriers diffusion length leads to an increase of short circuit current density with increasing temperature. However, this effect is small and its value on level 0.07 %/°C. Reduction of the open circuit voltage significantly exceeds the increase of short circuit current density and its value is up to 0.4 %/°C. Smoother shape of illuminated CVC at higher temperatures leads to reduce the fill factor of illuminated CVC. Overall, therefore, increase of temperature leads to a relative decrease of the efficiency on level of 0.5 %/°C.

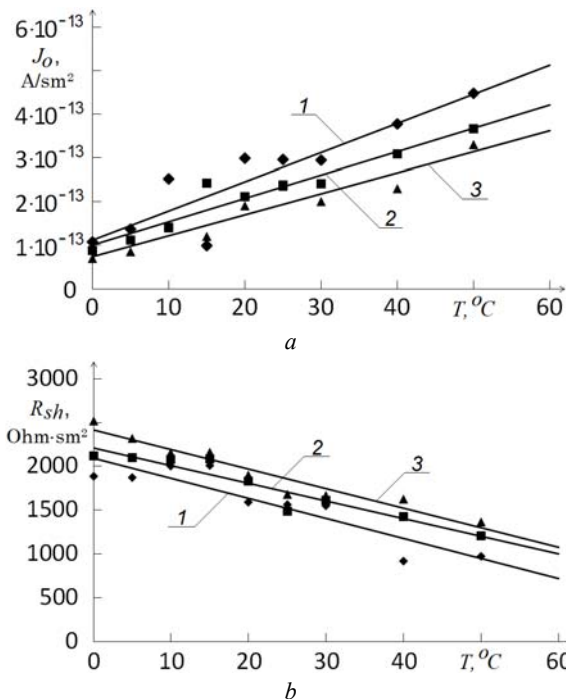


Fig. 5. Effect of working temperature on the density of diode saturation current (*a*) and shunt resistance (*b*)

According to the experimental data practically for Chinese-made solar cells relative efficiency reduction higher and its value is at 0.7 %/°C. At this the short-circuit current density decreases, and the fill factor of illuminated CVC practically unchanged.

According to the existing physical representations the density of the diode saturation current is the most important diode parameter, which effect on changes of SC output parameters with changes the working temperature. The exponential increase of diode saturation current density evidence that basic physical mechanism of J_0 increase is thermally activated growth of the charge carrier's concentration. Since experimental dependence $J_0(T)$ is not a linearized in $\ln J_0 - 1000/T$ coordinates, the mechanism is not only one, above mentioned. On its existence indicates the experimentally established unconventional decline of short-circuit current density with increasing of working temperature.

Analysis of diode parameters shows that the abnormally high efficiency reduction and non-traditional decrease of short-circuit current density due to experimentally registered decrease of shunt resistance.

Current in high conductivity areas reduce the contribution of the photocurrent in the short-circuit current and this current is additional physical mechanism that reduces efficiency.

Development of a hybrid photovoltaic module concept carried out based on experimentally established data about high speed of efficiency reduction for China production Si-SC. This fact reduces their relatively high initial output parameters and determines the feasibility of using them as a part of the hybrid solar generating module (HSGM), which is a hybrid of solar cells and solar thermal collector and allows to ensure cooling of the silicon device structure due to coolant circulation. Depending on the necessary technological requirements worked out three basic modes of HSGM working [8]: ensuring the most efficient power generation, ensuring maximum efficiency of thermal energy and maximizing the overall efficiency. In [9] developed designs that for maximize the electric power ensure the heat extraction from SC front surface to the environment and from the rear surface to the coolant circuit. The main feature of the module design that meets this working regime is the absence of air layer between the solar cells and translucent coating. With this working regime, the coolant temperature in the circuit must be less than 35 °C. However, since fluid heated by module has a low temperature, it is required that a further heating, which leads to the need for additional hardware. For example, this HSGM working regime enables combined system for hot water supply, heating and air conditioning based on heat pump and HSGM [10].

In this paper, for cooling Chinese production Si-SC we propose a simple and reliable design of a hybrid solar generated module. To realize the cooling system via a compound with heat conductivity (1.04-1.44) W/(m·K) is assumed to provide a thermal contact between the back surface of the solar module and aluminum absorber to which are welded aluminum tubes through which water flows.

We propose to gluing by this compound plate aluminum absorber with welded tubes directly to the back surface of the solar module (see Fig. 6).

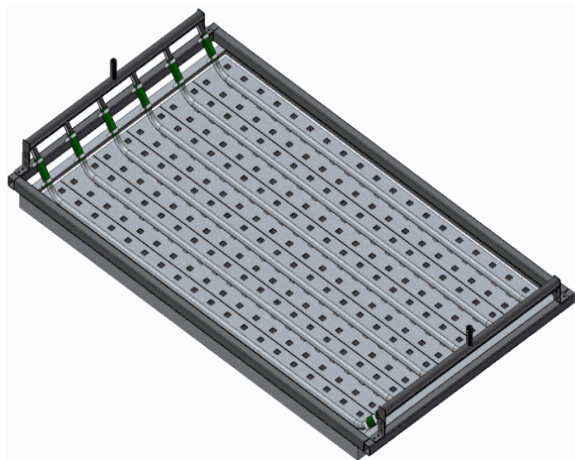


Fig. 6. General view of HSGM module, equipped with a cooling system on the back side

Temperature changes were calculated in the layers included in the standard solar module design (see Fig. 7).

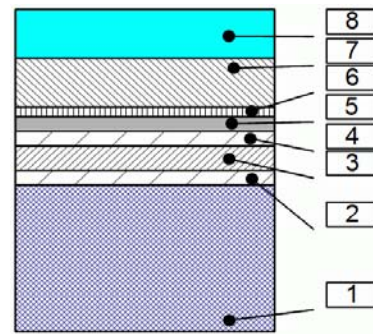


Fig. 7. Construction of hybrid solar generated module: 1 – glass; 2, 4 – EVA film for laminating; 3 – silicon SC; 5 – protective PVC layer; 6 – heat conductive compound; 7 – aluminium absorber; 8 – coolant (water)

In calculating we the expected natural air cooling from front surface and cooling of back surface with the coolant. Area of SC with size 158 mm × 158 mm was 0.02496 m², thermal energy, absorbing by SC taking into account the conversion of solar energy into electrical energy is 24.96 W/m². Thermal resistances R_t (K/W) and temperature changes ΔT (K) on the layers that make up the construction solar module were calculated [11, 12]. Results are presented in Table 1.

Table 1
Calculated values of heat resistance R_t (K/W) and temperature differences ΔT (K) on layers that make up a construction of hybrid solar generated module

Layers	Thickness Δ , μm	Heat conduction coefficient, W/(m·K)	R_t , K/W	ΔT , K
Glass	4	1.15	0.1390	-3.48
EVA	0.5	0.33	0.0161	-1.52
Si-SC	0.15	150	0	0
PVC	0.5	0.33	0.0110	-1.52
EVA	0.5	0.19	0.1050	-2.63
Compound	0.25	1.28	0.0080	-0.20
Al absorber	2	236	$3.4 \cdot 10^{-4}$	-0.01

For minimize expends of generated electrical energy to coolant circulation, we proposed to use a thermosiphon system with slight overheating (5-7)° against to the environment. Then, taking into account the calculated temperature differences in the layers of the solar module its overheating against to the environment is reduced up to a (10-12) °C, which reduces the efficiency losses from heat more than twice.

Based on the analysis of Table 1, the highest thermal resistance after the obligatory top glass has a protective PVC film. Changing it to a thin PET (polyethylene terephthalate or polyester), which is produced in thickness (20-150) μm and is close to the PVC value of the thermal conductivity $\kappa = 0.24$ W/(m·K) will reduce the ΔT in the protective layer up to (0.2-0.4) °K. It is also possible to reduce the EVA layer thickness from 0.5 mm to 0.3 mm, which will reduce ΔT in this layer up to 0.9 °K. As a result of measures to reduce the system thermal resistance we can achieve the excess of SC temperature above water temperature less 1.5°C.

In addition to the heat exchange units which fixed directly on the HSGM, cooling system also includes the supply and offtake coolant collectors, radiator which cools the coolant, expansion tank and connecting hoses [12-14].

Collectors are used to organize the coolant flow and carried out the distribution of uniform coolant flow from the radiator into the six flows in the number of heat exchange blocks and reverse association coolant flow at the outlet of heat exchanging blocks for supplying the radiator. Collectors are made from standard water pipes. Joining the collectors (Fig. 6) with a heat exchange block to prevent galvanic corrosion and thermal stress compensation is performed through the adapter in the form of segments of reinforced PVC hose. Cooling of the coolant, in which can be used as water or ethylene glycol aqueous solution, is carried out by passing it through the radiator of the tubular structure, made of steel tubing. Tubular radiator design simplifies manufacturing and provides sufficient heat dissipation area for effective heat dissipation extracted from cooled HSGM [15].

Since the cooling circuit is closed, at change the temperature changes the volume of fluid and to compensate for changes in the volumes it is necessary to use expansion tanks. The proposed cooling system can use standard diaphragm expansion tanks, designed for heating systems with solar collectors. They have a working pressure of 6 atm, maximum up to 10 atm, the maximum flow temperature 70 °C, volume (33-40) l and equipped with the necessary fastening elements [16-18].

The experimental testing of the developed HSGM constructive solution carried out by field testing during the week by using generating stand consist from two HSGM samples, equipped according to the developed constructive solution and using a high-voltage power take-off system.

The experimental dependence of generated power distribution during the day is shown on Fig. 8. The analysis of this dependence makes it possible to conclude that the results of the calculation the optimal values of HSGM vertical installation angle allowed to achieve the character of power, generated by HSGM dependence which corresponds to the position of the Sun on the sky.

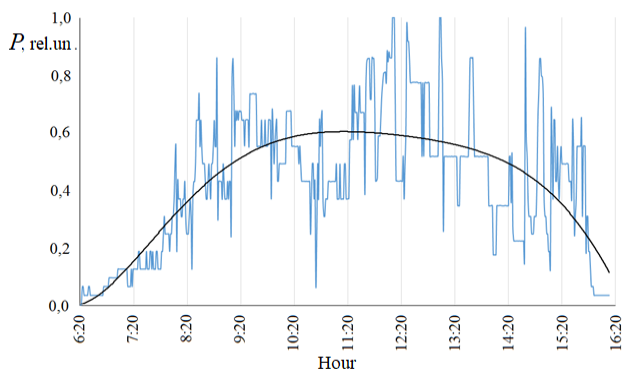


Fig. 8. Distribution of relative power generated by HSGM depending on daytime

During the tests, the working of HSGM cooling system, high-voltage part of power take-off system and the accuracy of HSGM installation angles were checked. The HSGM cooling system, built on the principle of coolant thermosiphon circulation, has been showed high efficiency – depending on the intensity of the incident solar radiation and the ambient temperature, the module temperature does not exceed 20-25 °C. Due to the design

features, the cooling system operates completely autonomously, and coolant circulation is only ensured when HSGM photoreceiving surface is actually heated. The absence of temperature sensors and circulation pumps increases its reliability and minimizes energy needed for its working.

Concentrators of sunlight, made in the form of flat mirrors and installed on HSGM, have shown their resistance to wind and rain. The implemented angle of concentrators installation provides an effective self-cleaning from rain drops, while washing away the dust.

High-voltage DC-DC power take-off system [19] demonstrates their high reliability during testing.

In general, the implementation of the developed HSGM design solution allowed to achieve the efficiency this modules up to 18.5 %.

Conclusions.

The study of working temperature influence on the efficiency of Chinese production silicon solar cells shows that the reduction of efficiency is 0,07 %/°C when working temperature increases, that is significantly higher than in the device structures of European and Russian production and a due to the unconventional decrease of short circuit current density.

By the computer modeling of the quantitative influence of diode parameters on efficiency, it has been shown that Chinese production Si-SC efficiency decrease is due to not only by the growth of the traditional diode saturation current density, but also a decrease of shunt resistance.

Identified temperature dependence of efficiency shows the feasibility of using Chinese production Si-SC in the construction of photovoltaic thermal system, which together with the heat pump is part of a combined system for hot water supply, heating and air conditioning. Based on a detailed analysis of the working temperature influence on the efficiency of photovoltaic processes that determine the solar cells work, it was proposed the optimal construction and technological solution hybrid solar generated module, the main feature of which is the heat exchange block, designed to reduce the HSGM working temperature.

The experimental testing of HSGM samples with developed cooling system, high-voltage part of power take-off system demonstrates their reliability and high efficiency which allow to achieve the HSGM efficiency up to 18.5 %.

REFERENCES

1. Bye G., Ceccaroli B. Solar grade silicon: Technology status and industrial trends. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2014, vol.130, pp. 634-646. doi: [10.1016/j.solmat.2014.06.019](https://doi.org/10.1016/j.solmat.2014.06.019).
2. Singh P., Ravindra N.M. Temperature dependence of solar cell performance – an analysis. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2012, vol.101, pp. 36-45. doi: [10.1016/j.solmat.2012.02.019](https://doi.org/10.1016/j.solmat.2012.02.019).
3. Singh P., Singh S.N., Lal. M., Husain M. Temperature dependence of I-V characteristics and performance parameters of silicon solar cell. *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 2008, vol.92, iss.12, pp. 1611-1616. doi: [10.1016/j.solmat.2008.07.010](https://doi.org/10.1016/j.solmat.2008.07.010).
4. Radziemska E. Effect of temperature on dark current characteristics of silicon solar cells and diodes. *International*

- Journal Energy Res*, 2006, vol.30, iss.2, pp. 127-134. doi: **10.1002/er.1113**.
5. Cai W., Chao F., JinLong T., DeXiong L., SiFu H., ZhiGang X. The influence of environment temperatures on single crystalline and polycrystalline silicon solar cell performance. *Science China: Physics, Mechanics and Astronomy*, 2012, vol.55, no.2, pp. 235-241. doi: **10.1007/s11433-011-4619-z**.
 6. Möller H.J. *Semiconductors for solar cells*. Boston, Artech House, 1993.
 7. Afanasyev V.P., Terukov E.I., Scherchenko A.A. *Thin film solar cells on the silicon base*. SPbSETU, LETI, 2012.
 8. Kharchenko V.V., Nikitin B.A., Tichonov P.V. Select of photoenergy heat module parameters. *Renewable and small energy 2012: Proc. of IX In-tern. ann. conf. M.*, 2012, pp. 292-297.
 9. Ramos A., Chatzopoulou M.A., Guarracino I., Freeman J., Markides C.N. Hybrid photovoltaic-thermal solar systems for combined heating, cooling and power provision in the urban environment. *Energy Conversion and Management*, 2017, vol.150, pp. 838-850. doi: **10.1016/j.enconman.2017.03.024**.
 10. Zhang X., Zhao X., Smith S., Xu J., Yu X. Review of R&D progress and practical application of the solar. *Renewable Sustainable Energy Rev*, 2012, vol.16, iss.1, pp. 599-617. doi: **10.1016/j.rser.2011.08.026**.
 11. Herrando M., Markides C.N. Hybrid PV and solar-thermal systems for domestic heat and power provision in the UK: Techno-economic considerations. *Applied Energy*, 2016, vol.161, pp.512-532. doi: **10.1016/j.apenergy.2015.09.025**.
 12. Dupeyrat P., Menezo C., Fortuin S. Study of the thermal and electrical performances of PVT solar hot water system. *Energy and Buildings*, 2014, vol.68, part C, pp.751-755. doi: **10.1016/j.enbuild.2012.09.032**.
 13. Zhao X., Zhang X. *Handbook Nearly Zero Energy Building Refurbishment*, Springer, 2013.
 14. Romero Rodríguez L., Salmerón Lissén J.M., Sánchez Ramos J., Rodríguez Jara E.Á., Álvarez Domínguez S. Analysis of the economic feasibility and reduction of a building's energy consumption and emissions when integrating hybrid solar thermal/PV/micro-CHP systems. *Applied Energy*, 2016, vol.165, pp.828-838. doi: **10.1016/j.apenergy.2015.12.080**.
 15. He W., Chow T.-T., Ji J., Lu J., Pei G., Chan L. Hybrid photovoltaic and thermal solar-collector designed for natural circulation of water. *Applied Energy*, 2006, vol.83, iss.3, pp.199-210. doi: **10.1016/j.apenergy.2005.02.007**.
 16. Coventry J.S. Performance of a concentrating photovoltaic/thermal solar collector. *Solar Energy*, 2005, vol.78, iss.2, pp. 211-222. doi: **10.1016/j.solener.2004.03.014**.
 17. Pathak M.J.M., Sanders P.G., Pearce J.M. Optimizing limited solar roof access by exergy analysis of solar thermal, photovoltaic, and hybrid photovoltaic thermal systems. *Applied Energy*, 2014, vol.120, pp.115-124. doi: **10.1016/j.apenergy.2014.01.041**.
 18. Liang R., Zhang J., Ma L., Li Y. Performance evaluation of new type hybrid photovoltaic/thermal solar collector by experimental study. *Applied Thermal Engineering*, 2015, vol.75, pp.487-492. doi: **10.1016/j.applthermaleng.2014.09.075**.
 19. Zaitsev R.V., Kyrychenko M.V., Kholod A.V., Zaitseva L.V., Prokopenko D.S., Khrypuno G.S. Calculation of operating parameters of high-voltage power take-off system for the photovoltaic facility. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.4, pp. 63-68. doi: **10.20998/2074-272X.2016.4.09**.

Received 14.09.2019

R.V. Zaitsev¹, Doctor of Technical Science, Associate Professor,
M.V. Kirichenko¹, Candidate of Technical Science, Senior
Researcher,

G.S. Khrypuno¹, Doctor of Technical Science, Professor,
L.V. Zaitseva², Candidate of Technical Science, Senior Lecturer,
O.N. Chuga², Doctor of Technical Science, Professor,
A.A. Drozdova¹, Candidate of Phys.-Math. Science, Associate
Professor,

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine,
e-mail: zaitsev.poman@gmail.com

² Zhukovsky National Aerospace University «Kharkiv Aviation
Institute»,
17, Chkalov Str., Kharkiv, Ukraine, 61000.

ТОЛМАЧОВ СТАНІСЛАВ ТРОХИМОВИЧ

(до 80-річчя з дня народження)

Толмачов Станіслав Трохимович – доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри електромеханіки Криворізького національного університету, академік Академії гірничих наук України народився 06 грудня 1939 року у м. Кривому Розі. У 1961 році закінчив Криворізький гірничорудний інститут (нині Криворізький національний університет – КНУ) за фахом інженер-електромеханік. З 1961 року працює в цьому університеті на кафедрі основ електротехніки та електричних машин (з 1995 року – кафедра електромеханіки): 1961-1964 рр. – асистент, а з 1964 по 1981 рр. – аспірант, старший викладач, доцент. У 1981 році обраний завідувачем кафедри електромеханіки, яку очолює до теперішнього часу. У 1967 році захистив кандидатську дисертацію, а у 1985 році в Інституті електродинаміки АН УРСР – докторську дисертацію на тему «Теория и методы нелинейной магнитостатики сложных сред и систем» за спеціальністю «Теоретичні основи електротехніки». У 1987 році присвоєно вчене звання професора.

Толмачов С.Т. є засновником наукової школи з розробки математичних моделей та методів дослідження складних електрофізичних систем та їх комп'ютерної реалізації. Має визнані у широких колах науковців досягнення в розробці нелінійної теорії поля. Зокрема він сформулював фундаментальний принцип взаємності для оборотних процесів у нелінійних анізотропних середовищах, вперше розробив теорію та практичні моделі векторного гістерезису магнітно-твердих сплавів, які забезпечили можливість урахування «магнітної історії» при математичному моделюванні магнітного поля в системах з постійними магнітами. Для складних систем з нелійними анізотропними властивостями елементів запропонував універсальне модифіковане інтегральне рівняння відносно вектору намагніченості (поляризації). Значне місце в наукових розробках Станіслава Трохимовича займають теоретичні та практичні аспекти дослідження упорядкованих гетерогенних середовищ. На основі мультипольного розкладання високих порядків класичні результати Максвелла і Релея для циліндричних і сферичних елементів у прямокутній матриці ним були узагальнені на еліптичні циліндри та сфероїдальні елементи. С.Т. Толмачов вперше розглянув у загальній постановці двоякоперіодичну задачу для нелінійного середовища з дискретними включеннями довільної геометрії. Запропоновані ним методи польового аналізу були використані у 1980-1982 рр. при розробці за міждержавною угодою (Україна-Чехословаччина) поліградієнтного сепаратора ВГС-100/2. Основні наукові результати С.Т. Толмачова викладені в монографії «Специальные методы решения задач магнитостатики».

За роки роботи в університеті, у т.ч. за 38 останніх років на посаді завідувача кафедри, Станіслав

Трохимович проявив себе умілим організатором навчально-методичної та наукової роботи, висококваліфікованим викладачем-новатором та науковцем. Як один з ініціаторів широкого впровадження в навчальний процес та наукові дослідження засобів обчислювальної техніки та активних форм навчання, він зробив значний внесок в організацію робіт з підвищення якості підготовки фахівців. Під його керівництвом на кафедрі розроблений навчальний посібник «Електронний практикум з ТОЕ», який використовується у навчальному процесі вже майже 20 років. З 2019 р. в ряді ЗВО України впроваджується перероблене та доповнене 2-е видання цього програмного комплексу.

Результати науково-педагогічної діяльності С.Т. Толмачова опубліковані у понад 250 наукових і навчально-методичних роботах. Він є співавтором 15 авторських свідоцтв та патентів на винаходи. Підготував одного доктора, шість кандидатів наук та більше 20 магістрів.

Основні лекційні курси С.Т. Толмачова – це: «Теоретичні основи електротехніки», «Основи електромеханотроніки», «Основи енергетичної грамотності», «Енергоефективні системи та технології», «Основи наукових досліджень», «Методика викладання дисциплін за фахом».

Толмачов С.Т. успішно поєднує науково-педагогічну роботу з громадською діяльністю. Обраний членом-кореспондентом (1991 рік) та академіком (2017 рік) Академії гірничих наук України, тривалий час був членом науково-методичної комісії МОН України з галузі знань «Електротехніка та електромеханіка». Як одного з провідних фахівців університету в галузі енергоефективності Толмачова С.Т. у 2007 році було затверджено директором «Регіонального центру ефективних технологій з енергозбереження». Це стало початком нового напрямку в його науково-педагогічній діяльності.

За досягнення в освітньо-науковій діяльності Станіслав Трохимович нагороджений Почесною грамотою Міністерства вищої та середньої освіти СРСР (1982 рік), Міністерства освіти і науки України (2007 рік), знаком «Відмінник освіти України» (2002 рік), почесним знаком МОН України імені Петра Могили «За розвиток вищої освіти» (2010 р.), низкою Почесних грамот Дніпропетровської обласної ради, міськвиконкому та університету.

Ректорат Криворізького національного університету, співробітники електротехнічного факультету, кафедри електромеханіки КНУ, друзі та колеги вітають Станіслава Трохимовича з ювілеєм, бажають здоров'я й активного довголіття, натхнення та нових творчих успіхів. Редакційна колегія журналу «Електротехніка і електромеханіка» приєднується до цих щирих побажань.



ШУМІЛОВ ЮРІЙ АНДРІЙОВИЧ

(до 85-річчя з дня народження)

21 грудня 2019 р. виповнилося 85 років з дня народження відомого вченого-електромеханіка, доктора технічних наук, професора Юрія Андрійовича Шумілова.

Після закінчення середньої школи вступив до електротехнічного факультету Київського політехнічного інституту, який успішно закінчив у 1956 р., отримавши кваліфікацію інженера-електромеханіка за спеціальністю «Електричні машини і апарати». За розподілом три роки працював на Ярославському електромеханічному заводі інженером і старшим інженером-конструктором. У 1959 р., повернувшись до Києва, вступив до аспірантури при кафедрі електричних машин Київського політехнічного інституту. В цьому славетному закладі Юрій Андрійович працював понад 50 років. По закінченні аспірантури Ю.А. Шумілов пройшов шлях від асистента до завідувача кафедри, з 1999 р. займав посаду професора кафедри. Наразі з вересня 2013 р. працює в ПАТ «Укратоенергобуд» радником голови правління цього закладу.

У 1964 р. захистив кандидатську, в 1981 р. – докторську дисертацію. У 1968 р. йому було присвоєно звання доцента, в 1984 р. – професора.

У 1965 – 1966 навчальному році Ю.А. Шумілов стажувався у Вищій технічній школі у м. Ганновері, ФРН., на кафедрі електричних машин, де працював під керівництвом відомого фахівця в галузі віброакустики електричних машин професора Гайнца Йордана. В 1972 – 1973 р.р. впродовж шести місяців перебував на науковій роботі в ФРН, Швейцарії і Голландії як стипендіат ЮНЕСКО, а у 1979 р. – два місяці у Віденському технічному університеті.

Проф. Ю.А. Шумілов має понад 140 наукових та науково-методичних праць, надрукованих у вітчизняних і закордонних виданнях. Окрім того, він є автором 15 авторських свідоцтв про винаходи та двох патентів. Першим в Радянському Союзі і Україні застосував чисельний польовий метод (метод скінчених елементів) для вирішення проблеми аналізу і синтезу мало-віброактивних і малошумних електричних машин.

Наукові розробки Ю.А. Шумілова було впроваджено в багатьох серіях асинхронних двигунів загальнопромислового і спеціального призначення. Тричі ставав лауреатом премії Мінвузу УРСР за кращу наукову працю.

Ю.А. Шумілов підготував 4-х докторів і 15 кандидатів наук. Нагороджений медаллю ректора Лодзинської політехніки «За підготовку наукових кадрів». У 1993 – 1997 р.р. був членом експертної ради з електротехніки і енергетики ВАК України, членом вченої ради по захисту докторських дисертацій при Інституті електродинаміки НАН УРСР і НАН України, а також чле-

ном вченої ради по захисту докторських дисертацій при НПІ «Львівська політехніка». Він був членом секції «Розрахунки магнітних полів» відділення «Фізичні проблеми електроенергетики» АН СРСР, а також іноземним членом Інституту інженерів-електриків та електронників США. Багаторазово виступав офіційним опонентом на захиста кандидатських та докторських дисертацій.

Ю.А. Шумілов володіє німецькою і англійською мовами. Завдяки його зусиллям кафедра електромеханіки НТУУ «КПІ» налагодила міжнародні зв'язки з іноземними вищими навчальними закладами ФРН, Польщі, Китаю, Великої Британії та Італії. Під керівництвом Ю.А. Шумілова кафедра плідно співпрацювала з університетами Англії (м. Баас), Шотландії (м. Единбург) та Італії (м. Турін) в межах попереднього проекту

ТЕМПУС (ТАСІС) під назвою «Підвищення якості підготовки фахівців в галузі енергетики та транспорту». За його сприяння вперше в історії кафедри п'ятеро студентів кафедри пройшли переддипломну практику на кафедрі електричних машин і приборів Мюнхенського технічного університету. Там же стажувались двоє науковців кафедри.

Ю.А. Шумілов був членом науково-методичної ради з електромеханіки Мінвузу СРСР, очолював секцію «Електричні машини і апарати та електротехнічні комплекси» науково-методичної ради з електромеханіки Міністерства освіти і науки України, а також очолював робочу групу з розробки стандарту вищої освіти зі спеціальності «Електричні машини і апарати».

Ю.А. Шумілов написав книгу «Життєві спогади», яка вийшла друком в листопаді 2004 р. У ній він ділиться спогадами про своє коріння, дитинство, життя в Києві під час окупації, повоєнні роки, студентські роки, працю на заводі, а також про наукову та педагогічну діяльність, якою він займався, викладаючи на кафедрі електричних машин (електромеханіки) НТУУ «КПІ» понад 50-и років. В книзі є багато цікавих сторінок про закордонні мандри вченого, який гідно представляв свою країну.

Численні друзі, колеги, учні Юрія Андрійовича щиро вітають його з ювілеєм, бажають йому доброго здоров'я та активного довголіття. Редакція журналу «Електротехніка і електромеханіка», приєднуючись до цих побажань, відзначає видатну роль професора Ю.А. Шумілова в становленні нашого журналу – Юрій Андрійович входив до першого складу редакційної колегії, як активний автор він відзначився вже у першому випуску ЕІЕ, а потім, протягом багатьох років продовжував активно публікуватися.

Ще раз вітаємо Вас, Юрій Андрійович, висловлюючи Вам нашу щирі поваги та найкращі побажання.



Матеріали приймаються за адресою:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПИ", вул. Кирпичова, 21, м. Харків, 61002, Україна

Електронні варіанти матеріалів по e-mail: a.m.grechko@gmail.com

Довідки за телефонами: +38 050 653 49 82 Клименко Борис Володимирович

+38 067 359 46 96 Гречко Олександр Михайлович

Передплатний індекс: 01216