

ISSN 2074-272X

науково-практичний  
журнал

2018/4



# **EIE** **Електротехніка і** **Електромеханіка**

**Electrical Engineering**

**& Electromechanics**

**Електротехніка. Визначні події. Славетні імена**  
**Електротехнічні комплекси та системи.**

**Силова електроніка**

**Теоретична електротехніка та електрофізика**

**Техніка сильних електричних та магнітних полів.**

**Кабельна техніка**

**Електричні станції, мережі і системи**

**З 2016р. 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

<b>Klymenko B.V.</b>	<b>Editor-in-Chief</b> , Professor, National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute" (NTU "KhPI"), Ukraine
<b>Sokol Ye.I.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Professor, Corresponding member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI", Ukraine
<b>Rozov V.Yu.</b>	<b>Deputy Editor</b> , 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
<b>Batygin Yu.V.</b>	Professor, Kharkiv National Automobile and Highway University, Ukraine
<b>Bíró O.</b>	Professor, Institute for Fundamentals and Theory in Electrical Engineering, Graz, Austria
<b>Bolyukh V.F.</b>	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
<b>Colak I.</b>	Professor, Nisantasi University, Istanbul, Turkey
<b>Doležel I.</b>	Professor, University of West Bohemia, Pilsen, Czech Republic
<b>Féliachi M.</b>	Professor, Technological Institute of Saint-Nazaire, University of Nantes, France
<b>Gurevich V.I.</b>	Ph.D., Honorable Professor, Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, Haifa, Israel
<b>Ida N.</b>	Professor, The University of Akron, Ohio, USA
<b>Kildishev A.V.</b>	Associate Research Professor, Purdue University, USA
<b>Kuznetsov B.I.</b>	Professor, SI "ITPM NASU", Ukraine
<b>Kyrylenko O.V.</b>	Professor, Member of NAS of Ukraine, Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine (IED of NASU), Kyiv, Ukraine
<b>Nacke B.</b>	Professor, Gottfried Wilhelm Leibniz Universität, Institute of Electrotechnology, Hannover, Germany
<b>Podoltsev A.D.</b>	Professor, IED of NASU, Kyiv, Ukraine
<b>Rainin V.E.</b>	Professor, Moscow Power Engineering Institute, Russia
<b>Rezynkina M.M.</b>	Professor, NTU "KhPI", Ukraine
<b>Shkolnik A.A.</b>	Ph.D., Central Electrical Laboratory of Israel Electric Corporation, member of CIGRE (SC A2 - Transformers), Haifa, Israel
<b>Trichet D.</b>	Professor, Institut de Recherche en Energie Electrique de Nantes Atlantique, Nantes, France
<b>Yatchev I.</b>	Professor, Technical University of Sofia, Sofia, Bulgaria
<b>Yufarov V.B.</b>	Professor, National Science Center "Kharkiv Institute of Physics and Technology", Ukraine
<b>Zagirnyak M.V.</b>	Professor, Member of NAES of Ukraine, rector of Kremenchuk M.Ostrohradskyi National University, Ukraine
<b>Zgraja J.</b>	Professor, Institute of Applied Computer Science, Lodz University of Technology, Poland

### НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ\*

<b>Клименко Б.В.</b>	<b>головний редактор</b> , професор, НТУ «ХПІ»
<b>Сокол Є.І.</b>	<b>заступник головного редактора</b> , член-кор. НАНУ, ректор НТУ «ХПІ»
<b>Розов В.Ю.</b>	<b>заступник головного редактора</b> , член-кор. НАНУ, директор ДУ «ІТПМ НАНУ»
<b>Гречко О.М.</b>	<b>відповідальний секретар</b> , к.т.н., НТУ «ХПІ»
<b>Баранов М.І.</b>	д.т.н., НДПКІ "Молнія" НТУ «ХПІ»
<b>Буряковський С.Г.</b>	професор, директор НДПКІ "Молнія" НТУ «ХПІ»
<b>Буткевич О.Ф.</b>	професор, Інститут електродинаміки НАНУ
<b>Василів К.М.</b>	професор, НУ "Львівська Політехніка"
<b>Васьковський Ю.М.</b>	професор, НТУУ "Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського»
<b>Гриб О.Г.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Гурин А.Г.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Жемеров Г.Г.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Клепиков В.Б.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Міліх В.І.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Михайлов В.М.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Омельяненко В.І.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Петрушин В.С.</b>	професор, ОНПУ, Одеса
<b>Пуйло Г.В.</b>	професор, ОНПУ, Одеса
<b>Резинкін О.Л.</b>	професор, НТУ «ХПІ»
<b>Сосков А.Г.</b>	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
<b>Щербак Я.В.</b>	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова

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

### NATIONAL EDITORIAL BOARD\*

<b>Klymenko B.V.</b>	<b>Editor-in-Chief</b> , Professor, NTU "KhPI"
<b>Sokol Ye.I.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Corresponding Member of NAS of Ukraine, Rector of NTU "KhPI"
<b>Rozov V.Yu.</b>	<b>Deputy Editor</b> , Corresponding Member of NAS of Ukraine, Director of SI "ITPM NASU"
<b>Grechko O.M.</b>	<b>Executive Managing Editor</b> , Ph.D., NTU "KhPI"
<b>Baranov M.I.</b>	Dr.Sc. (Eng.), Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
<b>Buriakovskiy S.G.</b>	Professor, Director of Institute "Molniya" of NTU "KhPI"
<b>Butkevych O.F.</b>	Professor, IED of NASU
<b>Vasyliv K.M.</b>	Professor, Lviv Polytechnic National University
<b>Vaskovskiy Yu.M.</b>	Professor, NTUU "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"
<b>Gryb O.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Guryn A.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Zhemerov G.G.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Klepikov V.B.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Milykh V.I.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Mikhaylov V.M.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Omelyanenko V.I.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Petrushin V.S.</b>	Professor, Odessa National Polytechnic University
<b>Puilo G.V.</b>	Professor, Odessa National Polytechnic University
<b>Rezynkin O.L.</b>	Professor, NTU "KhPI"
<b>Soskov A.G.</b>	Professor, O.M. Beketov NUUE in Kharkiv
<b>Shcherbak Ya.V.</b>	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 (Гречко Олександр Михайлович / Grechko O.M.)

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

© Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 2018

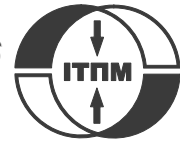
© ДУ «Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України», 2018

Підписано до друку 20.08.2018 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-04-2018. Ціна договірна.

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





**ЗМІСТ**

**Електротехніка. Визначні події. Славенні імена**

**Баранов М.И.** Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 45: Традиционная энергетика. Гидравлические электрические станции: состояние и перспективы их развития ..... 3

**Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка**

**Benkahla M., Taleb R., Boudjema Z.** A new robust control using adaptive fuzzy sliding mode control for a DFIG supplied by a 19-level inverter with less number of switches ..... 11

**Ковальова Ю.В.** Комп'ютерне моделювання режиму переривистих струмів електроприводу постійного струму з трифазним керуванням випрямлячем ..... 20

**Панченко В.В., Маслий А.С., Помазан Д.П., Буряковский С.Г.** Определение факторов пульсаций системы подавления мешающих гармоник полупроводникового преобразователя ..... 24

**Podoltsev O.D., Zolotaryov V.M., Shcherba M.A., Belyanin R.V.** Calculation of the equivalent electrical parameters of the inductor of induction channel furnace with defects in its lining ..... 29

**Хлопенко И.Н., Рожков С.А., Хлопенко Н.Я.** Устойчивость и точность робастной системы стабилизации потокосцепления ротора асинхронного электропривода при случайных вариациях неопределенных параметров в заданных границах ..... 35

**Теоретична електротехніка та електрофізика**

**Боев В.М.** Расчет переходных процессов в электрических цепях с «некорректными» начальными условиями с помощью интеграла Дюамеля и разрывных функций ..... 40

**Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка**

**Баранов М.И., Буряковский С.Г., Рудаков С.В.** Инструментальное обеспечение в Украине натуральных испытаний объектов энергетики, авиационной и ракетно-космической техники на стойкость к воздействию импульсного тока искусственной молнии ..... 45

**Беспрозванных А.В., Мирчук И.А.** Корреляция между электрическими и механическими характеристиками кабелей с радиационно-модифицированной изоляцией на основе безгалогенной полимерной композиции ..... 54

**Gerlici J., Шведчикова І.О., Романченко Ю.А., Нікітченко І.В.** Визначення раціональних геометричних параметрів пластинчастих елементів магнітної матриці поліградієнтного сепаратора ..... 58

**Жекул В.Г., Хвошан О.В., Смирнов А.П., Тафтай Э.И., Швец И.С.** Анализ и развитие пузырьковой модели стадии формирования высоковольтного пробоя водного промежутка ..... 63

**Електричні станції, мережі і системи**

**Montazeri Z., Niknam T.** Optimal utilization of electrical energy from power plants based on final energy consumption using gravitational search algorithm ..... 70

**TABLE OF CONTENTS**

**Electrical Engineering. Great Events. Famous Names**

**Baranov M.I.** An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 45: Traditional power engineering. Hydraulic power plants: state and prospects of their development ..... 3

**Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics**

**Benkahla M., Taleb R., Boudjema Z.** A new robust control using adaptive fuzzy sliding mode control for a DFIG supplied by a 19-level inverter with less number of switches ..... 11

**Kovalova Y.V.** Computer simulation of intermittent current mode of DC electric drive with three-phase controlled rectifier .... 20

**Panchenko V.V., Maslii A.S., Pomazan D.P., Buriakovskiy S.G.** Determination of pulsation factors of the system of suppression of interfering harmonics of a semiconductor converter ..... 24

**Podoltsev O.D., Zolotaryov V.M., Shcherba M.A., Belyanin R.V.** Calculation of the equivalent electrical parameters of the inductor of induction channel furnace with defects in its lining ..... 29

**Khlopenko I.N., Rozhkov S.A., Khlopenko N.J.** Stability and accuracy of the robust system for stabilizing the rotor flux-linkage of an asynchronous electric drive at random variations of the uncertain parameters within the specified boundaries ..... 35

**Theoretical Electrical Engineering and Electrophysics**

**Boev V.M.** Calculation of transients in electrical circuits with «incorrect» initial conditions with the help of the Duhamel integral and discontinuous functions ..... 40

## High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

- 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 ..... 45
- Bezprozvannykh G.V., Mirchuk I.A. Correlation between electrical and mechanical characteristics of cables with radiation-modified insulation on the basis of a halogen-free polymer composition ..... 54
- Gerlici J., Shvedchykova I.O., Romanchenko J.A., Nikitchenko I.V. Determination of the rational geometrical parameters of plate type elements of magnetic matrix of the polygradient separator..... 58
- Zhekul V.G., Khvoshchan O.V., Smirnov O.P., Taftaj E.I., Shvets I.S. Analysis and development of the bubble model of the formation stage of high-voltage breakdown of the water gap ..... 63

## Power Stations, Grids and Systems

- Montazeri Z., Niknam T. Optimal utilization of electrical energy from power plants based on final energy consumption using gravitational search algorithm..... 70

### ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2018 рік – 330,18 грн., на два місяці – 55,03 грн., на чотири місяці – 110,06 грн., на шість місяців – 165,09 грн., на вісім місяців – 220,12 грн., на десять місяців – 275,15 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.

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 (ICV2016:92.55), 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.uran.ua/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.

М.И. Баранов

**АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 45: ТРАДИЦИОННАЯ ЭНЕРГЕТИКА. ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ: СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ**

*Наведено короткий науково-технічний огляд про сучасний стан і перспективи розвитку світової гідроенергетики. Розглянуті основні схеми побудови і види гідралічних електричних станцій (ГЕС). Вказані переваги і недоліки ГЕС перед іншими видами електричних станцій, що генерують електрику. Приведені основні технічні характеристики найбільших ГЕС світу і України. Відмічена важлива роль гідроенергетики в об'ємах річного вироблення електроенергії у ряді країн світу. Позначені проблемні завдання в галузі гідроенергетики світу і України. Бібл. 21 рис. 13.*

*Ключові слова:* гідроенергетика, гідроелектростанції, гідротурбіни, електрогідрогенератори, характеристики гідроелектростанцій, проблеми і перспективи розвитку світової гідроенергетики.

*Приведен краткий научно-технический обзор о современном состоянии и перспективах развития мировой гидроэнергетики. Рассмотрены основные схемы построения и виды гидравлических электрических станций (ГЭС). Указаны преимущества и недостатки ГЭС перед другими видами электрических станций, генерирующих электричество. Приведены основные технические характеристики крупнейших ГЭС мира и Украины. Отмечена важная роль гидроэнергетики в объемах годовой выработки электроэнергии в ряде стран мира. Обозначены проблемные задачи в области гидроэнергетики мира и Украины. Библ. 21, рис. 13.*

*Ключевые слова:* гидроэнергетика, гидроэлектростанции, гидротурбины, электрогидрогенераторы, характеристики гидроэлектростанций, проблемы и перспективы развития мировой гидроэнергетики.

**Введение.** По большому счету, природа на планете Земля сотворила удивительное вещество – воду, молекула которой, как всем нам известно, состоит из двух атомов водорода и одного атома кислорода. Это вещество в обычной молекулярной форме (легкая вода, состоящая из атомов изотопа водорода  $^1\text{H}$  – протия и изотопа кислорода  $^{16}\text{O}$  [1]) является основой жизнедеятельности всего сущего на нашей планете (возможно и не только на планете Земля!). Именно на ней базируются все основные физико-химические процессы обмена веществ в растительном и животном мире. По мере развития землянами цивилизации люди научились в своей жизнедеятельности использовать не только внутримолекулярную энергию воды, но и ее потенциальную энергию для приведения вначале в круговое вращение деревянных агрегатов с каменными жерновами мельниц для получения из зерна сельскохозяйственных культур муки и далее выпечки хлеба, а позже и круглого металлического ротора электрогенератора, вырабатывающего в обмотках своего статора электроэнергию. Для увеличения запасов в воде потенциальной энергии на пути ее движения и ее напора потребовалось сооружение железобетонных плотин (рис. 1) и соответственно огромных водохранилищ с большим перепадом (в десятки и сотни метров) уровней воды до и после плотин. В этой связи потребовались дорогостоящие и надежно работающие гидротехнические сооружения, обеспечивающие работу каждой мощной гидравлической электрической станции (ГЭС). Возможность серьезных аварий с прорывом плотины на таких сооружениях специалистами-гидроэнергетиками должна быть сведена к минимуму. В противном случае материальный ущерб и неизбежная гибель людей могут принимать огромных масштабов. Одним из подтверждений тому могут служить данные об одной из самых крупных аварий в истории мировой гидроэнергетики при прорыве плотины водохранилища Байньцяо на реке Жухэ (провинция Хэнань, Китай, 1975 г.), приведшей к гибели

примерно 171 тыс. человек и числу пострадавших в количестве около 11 млн. граждан КНР [2]. Данная катастрофа на китайской ГЭС по нанесенному обществу ущербу сопоставима с потрясшей весь цивилизованный мир атомной бомбардировкой США 6 августа 1945 г. японского г. Хиросима, за одно мгновение фактически полностью стертого с людьми и их домами с «лица» нашей планеты [3]. Какова роль ГЭС сейчас в балансе выработки в мире и Украине электроэнергии? Каковы перспективы развития гидроэнергетики? Постараемся ниже дать ответы на эти вопросы.

**Целью статьи** является составление краткого научно-технического обзора о современном состоянии и перспективах развития в мире гидроэнергетики.



Рис. 1. Впечатляющая и завораживающая наше воображение энергетическая мощь речной воды, сбрасываемой через открытые водоводы в железобетонной плотине с искусственно созданного водохранилища современной ГЭС [2]

**1. Физические основы гидроэнергетики.** Начнем с того, что укажем, что гидроэнергетика базируется на ГЭС – электростанциях, использующих в качестве стабильного источника энергии потенциально-кинетическую энергию водных масс [2]. Обычно ГЭС строят на полноводных реках, сооружая на них необходимые плотины и водохранилища. На рис. 2 приведена принципиальная схема построения ГЭС, содер-

© М.И. Баранов



жащая следующие основные устройства [2, 4]: массивную железобетонную плотину с напорными водоводами; машинный зал с установленными в нем гидроагрегатами, содержащими гидротурбины и электрогенераторы. Мощный поток воды с водохранилища по водоводам с помощью лопаток направляется на лопасти рабочего колеса гидротурбины, приведенной на рис. 3 конструкции. Круговое вращение лопастей рабочего колеса этой гидротурбины вызывает соответствующее вращение ее вертикально установленного массивного металлического вала, на котором установлен вращающийся обычно в горизонтальной плоскости ротор электрогенератора, обеспечивающий создание вращающегося и синусоидально изменяющегося во времени сильного магнитного поля с индукцией около 1 Тл в воздушном зазоре между ротором и статором электрогенератора (см. рис. 3).



Рис. 2. Принципиальная типичная схема построения ГЭС [2]

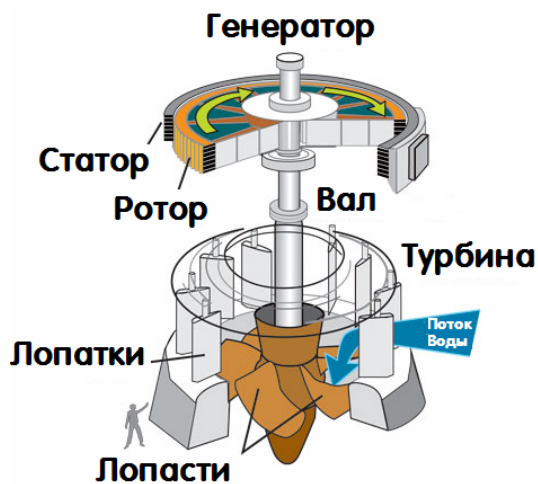


Рис. 3. Блочная конструктивная схема, поясняющая принцип работы гидротурбины и физический механизм выработки электрической энергии на современной ГЭС [2]

Благодаря фундаментальному явлению электромагнитной индукции [1] в обмотках статора электрогенератора, пространственно и пофазно разнесенных между собой на  $120^\circ$ , вырабатывается трехфазная электродвижущая сила и соответственно высокий электрический потенциал. Наличие этого потенциала обеспечивает протекание переменного с промышленной частотой 50 Гц трехфазного электрического тока в первичной обмотке трансформатора, подключенного с одной стороны к выходным клеммам электрогенератора, а с другой стороны – к высоковольтной линии электропередачи, поставляющей электричество соответствующим потребителям. Элек-

трическая мощность ГЭС определяется главным образом напором и расходом воды, поступающей на лопасти ее гидротурбин. В меньшей мере она зависит от коэффициента полезного действия (КПД) гидротурбин (до 80 %) и электрогенераторов (до 98 %) [2, 4]. Из-за того, что по природным законам уровень воды в водохранилищах в течение года меняется, то специалисты-гидроэнергетики традиционно пользуются понятием циклической мощности ГЭС (например, в течение года, месяца, недели и суток) [2, 4].

**1.1. Основная классификация ГЭС.** В зависимости от принципа использования возобновляемых природных ресурсов и способа концентрации водных масс можно выделить ГЭС следующего типа [2, 4]:

- приплотинные ГЭС (железобетонные плотины, полностью перегораживающие реку, поднимают уровень ее воды до необходимой отметки; вода к гидротурбинам поступает непосредственно с русла реки);

- плотинные ГЭС (сооружаются при более высоких напорах речной воды, когда железобетонные плотины полностью перегораживают реку; здание ГЭС располагается за железобетонной плотиной в ее нижней части, а вода к гидротурбинам поступает по специальным напорным тоннелям или водоводам);

- деривационные ГЭС (сооружаются там, где велик уклон горной реки; необходимая концентрация речной воды для эффективной работы ее гидротурбин создается путем безнапорной или напорной деривации (термин «деривация» происходит от лат. слова «derivatio» – «отведение» [5]); вид применяемой на ГЭС деривации (вид отвода воды от основного русла реки) зависит от характера наклона (уклона) водовода, подающего речную воду к лопастям гидротурбин);

- гидроаккумулирующие ГЭС (сооружаются с целью сглаживания пиковых электрических нагрузок потребителей электроэнергии; вода в них предварительно мощными насосами закачивается с реки в специальный железобетонный верхний бассейн, а в нужный момент времени она по напорным водоводам с данного бассейна направляется на гидротурбины);

- приливные ГЭС (сооружаются обычно в скалистых местах каньонного типа с высоким уровнем морского прилива, достигающим в мире до 19 м [6]; железобетонная плотина с установленными у ее основания в специальных круглых каналах обратимыми гидротурбинами создает во время прилива огромный прибрежный бассейн морской или океанической воды; энергия этой движущейся воды используется гидротурбинами как во время прилива, так и отлива);

- волновые ГЭС (сооружаются в прибрежной морской акватории с высокими волнами; этот тип ГЭС преобразует потенциальную энергию морской воды, закачиваемую самими волнами в специальные емкости на поверхности моря, в электроэнергию).

В зависимости от уровня напора воды, подаваемой на гидротурбины, ГЭС подразделяются на [2, 4]:

- высоконапорные ГЭС (уровень напора воды в водоводах к ее гидротурбинам более 60 м);

- средненапорные ГЭС (уровень напора воды в водоводах к ее гидротурбинам от 25 до 60 м);

- низконапорные ГЭС (уровень напора воды в водоводах к ее гидротурбинам от 3 до 25 м).

В зависимости от уровня вырабатываемой электрогенераторами электрической мощности ГЭС подразделяются на следующие основные виды [2, 4]:

- мощные ГЭС (вырабатываемая ими электрическая мощность составляет более 25 МВт);
- среднемощные ГЭС (вырабатываемая ими электрическая мощность составляет от 5 до 25 МВт);
- маломощные (вырабатываемая ими электрическая мощность составляет не более 5 МВт).

**1.2. Классификация и основные конструкции гидротурбин.** На ГЭС в зависимости от уровня напора воды применяются разные конструкции гидротурбин. Различают следующие виды гидротурбин [2, 4]:

- поворотно-лопастные гидротурбины (рис. 4);
- радиально-осевые гидротурбины (рис. 5);
- ковшовые гидротурбины (рис. 6).



Рис. 4. Общий вид новой современной мощной поворотно-лопастной гидротурбины в момент ее установки на ГЭС [7]



Рис. 5. Общий вид перевозимого на ГЭС рабочего колеса современной мощной радиально-осевой гидротурбины [7]

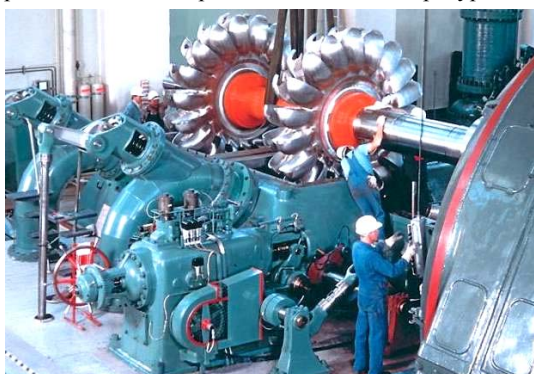


Рис. 6. Общий вид ковшовой гидротурбины, работающей на высоконапорной ГЭС, в момент ее техобслуживания (справа от двух ковшовых гидротурбин по продольной оси массивного стального вала виден корпус гидрогенератора) [7]

На рис. 4 приведен общий вид мощной поворотно-лопастной гидротурбины для современной ГЭС [7].

Данный тип гидротурбины (реактивная турбина «Каплана» [7]) устанавливается на средненапорных и низконапорных ГЭС. Лопастей сложной формы в этой гидротурбине могут поворачиваться одновременно вокруг своей горизонтальной оси. Благодаря этому и изменению положения ее лопаток (см. рис. 3) регулируется вырабатываемая гидротурбиной мощность [7].

Поток воды в поворотно-лопастной гидротурбине движется вдоль её оси. Продольная ось этой турбины может располагаться как вертикально, так и горизонтально. При вертикальном расположении оси поток воды перед поступлением в рабочую камеру гидротурбины закручивается в спиральной камере, а затем спрямляется с помощью обтекателя. Это необходимо для равномерной подачи воды на лопасти такой турбины и соответственно уменьшения её износа.

На рис. 5 представлен общий вид рабочего колеса мощной радиально-осевой гидротурбины, предназначенной для установки в машинном зале крупнейшей в России Саяно-Шушенской ГЭС плотинного типа с установленной мощностью до 6400 МВт [2, 4].

Радиально-осевые гидротурбины (реактивная турбина «Фрэнсиса» [7]) используются на высоконапорных ГЭС. Поток воды в этой гидротурбине вначале движется радиально (от периферии к ее центру), а затем – в осевом вертикальном направлении на выход с гидротурбины. Этот вид гидротурбин используется на ГЭС при создаваемых их плотинами напорах воды до 600 м и развиваемых ими мощностях до 640 МВт [7]. Из всех известных типов гидротурбин радиально-осевые гидротурбины обладают самым высоким КПД. Их недостаток – менее пологая рабочая характеристика, чем у поворотно-лопастных гидротурбин [4, 7].

На рис. 6 приведен общий вид ковшовой гидротурбины, устанавливаемой на высоконапорных ГЭС.

Конструктивно ковшовые гидротурбины (турбина «Пелтона» [7]) сильно отличаются от поворотно-лопастных и радиально-осевых гидротурбин. Они, как и паровые турбины [8], устанавливаются на общем с гидрогенератором горизонтальном массивном стальном валу. В этом типе гидротурбин вода под большим напором подается через сопла (практически как и водяной пар) по касательной к окружности, проходящей через середину каждого из ее высокопрочных ковшей специальной формы, размещенных по обе стороны ее колеса (см. рис. 6). Струи воды, вылетающие с сопел с большой скоростью, приводят в круговое вращение данную гидротурбину и спаренный с ней стальной вал электрогенератора. В ковшовой гидротурбине использование кинетической энергии высокоскоростных струй речной воды, обусловленных созданием плотинной с помощью водохранилища напором воды, осуществляется при атмосферном давлении. Ковшовые гидротурбины (рис. 7) применяются при напорах воды в 300 м и более [7, 9]. Мощность ковшовых гидротурбин может достигать 200-250 МВт при расходах воды в них до 100 м<sup>3</sup>/с. При напорах воды до 700 м (при ее избыточном давлении до 70 атм) ковшовые гидротурбины конкурируют на ГЭС с радиально-осевыми гидротурбинами. При больших напорах воды их использование на ГЭС на сегодня остается безальтернативным [7]. Недостаток ковшовых



гидротурбин – их неэффективность при небольших напорах и высокие требования к подаваемой на них речной воде (она не должна содержать песка и других включений, приводящих к сильному износу рабочих поверхностей стальных элементов турбины).



Рис. 7. Укрупненный вид нового рабочего колеса современной мощной ковшовой гидротурбины до его установки в машинном зале высоконапорной ГЭС [10]

**1.3. Основные виды и характеристики электрогенераторов ГЭС.** Электрогенераторы, применяемые на ГЭС с поворотными лопастными и радиально-осевыми гидротурбинами, обычно представляют собой синхронную явнополюсную электрическую машину вертикального исполнения (рис. 8), приводимую во вращение от гидротурбины той или иной конструкции. Отметим, что имеются отдельные конструкции маломощных электрогенераторов горизонтального исполнения, включая и капсульные обратимые гидрогенераторы, применяемые на приливных ГЭС [4, 6]. Электрогенераторы с указанными гидротурбинами имеют малую частоту кругового вращения (до 500 об/мин) и сравнительно большой наружный диаметр (до 20 м) [11]. Именно данные характеристики определяют вертикальное исполнение электрогенераторов на всех ГЭС с поворотными лопастными и радиально-осевыми гидротурбинами. При их горизонтальном исполнении обеспечение жесткости и механической прочности элементов подобных электротехнических устройств становится технически не реализуемой задачей [11]. На ГЭС с ковшовыми гидротурбинами используются гидротурбогенераторы горизонтального исполнения, частота вращения ротора которых в зависимости от их полюсности (при наличии 4-х или 2-х магнитных полюсов) может достигать 1500 или 3000 об/мин [8]. На гидроаккумулирующих ГЭС используются обратимые электрогенераторы, работающие как в режиме выработки электроэнергии, так и ее потребления в период закачки речной воды в верхний бассейн такой ГЭС. От обычных электрогенераторов они отличаются специальной конструкцией подпятника, позволяющей их ротору вращаться в обе стороны [11]. Электрогенераторы проектируются специально под частоты вращения и мощности применяемых на ГЭС гидротурбин (например, под единичные мощности радиально-осевых гидротурбин величиной 640 МВт [4, 7]).



Рис. 8. Общий вид машинного зала мощной ГЭС в момент подъема ротора одного из ее крупногабаритных электрогенераторов вертикального исполнения [4]

Электрогенераторы ГЭС на большую единичную мощность (см. рис. 8) устанавливают обычно вертикально на подпятниках с соответствующими направляющими подшипниками [11]. Их выполняют трехфазными на промышленную частоту 50 Гц. В них применяют высокоэффективные воздушные системы охлаждения с теплообменниками типа «воздух-вода».

**2. Крупнейшие ГЭС мира.** К числу действующих крупнейших ГЭС мира относятся следующие [2]:

- ГЭС «Три ущелья» установленной мощностью 22400 МВт (КНР, р. Янцзы, г. Сандоупин; среднегодовая выработка электроэнергии – 98 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Итайпу» установленной мощностью 14000 МВт (Бразилия/Парагвай, р. Парана, г. Фос-ду-Игуасу; среднегодовая выработка электроэнергии на данной межгосударственной станции – 92 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Силоду» установленной мощностью 13900 МВт (КНР, р. Янцзы; среднегодовая выработка электроэнергии – 64,8 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Гури» установленной мощностью 10300 МВт (Венесуэла, р. Карони; среднегодовая выработка электроэнергии – 40 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Тукуруи» установленной мощностью 8300 МВт (Бразилия, р. Токантинс; среднегодовая выработка электроэнергии – 21 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Саяно-Шушенская» установленной мощностью 6400 МВт (Россия, р. Енисей, г. Саяногорск; среднегодовая выработка электроэнергии – 23,5 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Красноярская» установленной мощностью 6000 МВт (Россия, р. Енисей, г. Дивногорск; среднегодовая выработка электроэнергии – 20,4 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Черчилл-Фолс» установленной мощностью 5400 МВт (Канада, р. Черчилл; среднегодовая выработка электроэнергии – 35 млрд. кВт·ч);
- ГЭС «Братская» установленной мощностью 4520 МВт (Россия, р. Ангара, г. Братск; среднегодовая выработка электроэнергии – 22,6 млрд. кВт·ч).

На рис. 9 приведен общий вид крупнейшей в РФ Саяно-Шушенской ГЭС мощностью 6,4 ГВт, построенной на крупной сибирской р. Енисей и являющейся типичной ГЭС плотинного типа (на ее фотоизображении видны спускающиеся с плотины высотой 242 м вниз к машинному залу с 10 радиально-осевыми гидротурбинами по 640 МВт каждая 10 водоводов) [4, 7].

Печальная статистика в области мировой гидроэнергетики на наших «глазах» коснулась и этой



современной мощной ГЭС. 17 августа 2009 г. на Саяно-Шушенской ГЭС произошла крупная авария с большими разрушениями в машинном зале, повлекшая за собой гибель 75 работников электростанции [2, 4]. Понадобилось около двух лет на ее восстановление.



Рис. 9. Общий вид крупнейшей в России Саяно-Шушенской ГЭС плотинного типа мощностью 6400 МВт (р. Енисей) [4]

**3. Крупнейшие гидроаккумулирующие ГЭС мира.** Вкратце остановимся на гидроэлектростанциях, главным предназначением которых является «снятие» в энергосистемах своих стран пиковых электрических нагрузок потребителей (например, в вечернее время суток, когда люди возвращаются после работы домой и включают устройства, потребляющие из сети электричество). Ликвидировать возникающий при этом дефицит электроэнергии за счет увеличения объема ее выработки на тепловых электростанциях [8], атомных электростанциях [12] и обычных гидроэлектростанциях оказывается технически невозможно. Указанные электростанции для стабильности работы своих энергоблоков и соответственно энергосистемы страны в целом должны работать в своем «крейсерском» режиме, исключая любые действия по их переводу на маневренный график работы в короткий срок. Для этих целей нужны дополнительные энергетические мощности и ресурсы. Одним из таких ресурсов и являются гидроаккумулирующие ГЭС, использующие свои предварительно заполненные из нижнего бьефа водой верхние бассейны (водохранилища) в период пиковых нагрузок потребителей для выработки с помощью гидротурбин и электрогенераторов на этих ГЭС дополнительных потоков мощности в энергосистеме, повышающих надежность ее функционирования [13]. На рис. 10 приведен общий вид водохранилища гидроаккумулирующей ГЭС (вблизи р. Миссури, в 80 км от г. Миссисипи, США), имеющего вместимость 5,55 млрд. литров [15]. Эта ГЭС в период пиковой нагрузок развивает мощность до 440 МВт.



Рис. 10. Потрясающий общий вид с высоты «птичьего полета» огромного железобетонного водохранилища на вершине удаленного от городов горного массива современной гидроаккумулирующей электростанции «Таум Саук» (США) [13]

Одной из крупнейших в мире гидроаккумулирующих ГЭС должна стать создаваемая еще с 1983 г. в Украине вблизи р. Днестр (Черновицкая обл.) Днестровская гидроэлектростанция с мощностью в генерирующем режиме, равной около 2268 МВт (мощность в насосном режиме – примерно 2847 МВт) [14].

**4. Гидроэнергетика Украины.** Отечественная гидроэнергетика фактически началась с сооружения в период 1927-1932 гг. на р. Днепр (г. Запорожье) крупнейшей на то время в Европе Днепровской ГЭС с установленной мощностью 1548 МВт [14]. На рис. 11 приведен общий вид гидротурбинного зала этой ГЭС.



Рис. 11. Современный вид гидротурбинного зала Днепровской ГЭС с установленной мощностью 1548 МВт [15]

На рис. 12. представлен общий вид железобетонной плотины и машинного зала легендарной Днепровской ГЭС, не один раз «пережившей» в 20-м веке радостные и трагические события в своей истории [4].



Рис. 12. Общий современный вид Днепровской ГЭС [15]

В настоящее время в годовом балансе выработки в Украине электроэнергии ГЭС занимают третье место после атомных и тепловых электростанций. Установленная мощность (около 4,7 ГВт) всех ГЭС страны составляет примерно 8 % от общей мощности Единой энергетической системы Украины [16, 17]. Среднегодовой объем выработки электроэнергии отечественными ГЭС составляет примерно 10,8 млрд. кВт·ч [18]. Основной используемый в стране гидроэнергетический потенциал сосредоточен на базе ГЭС Днепроовского гидрокаскада, включающего [17]: Днепровскую ГЭС (мощность – 1548 МВт); Кременчугскую ГЭС (мощность – 682 МВт); Каневскую ГЭС (мощность – 444 МВт); Киевскую ГЭС (мощность – 408 МВт); Каховскую ГЭС (мощность – 351 МВт); Среднеднепровскую ГЭС (мощность – 352 МВт). К этому следует добавить Днестровскую-1 ГЭС (мощность – 702 МВт), а также ряд гидроаккумулирующих электростанций Украины [16, 17]: Днестровскую (мощность – 2268 МВт); Ташлыцкую (мощность – 302 МВт); Киевскую (мощность – 235 МВт). Кроме того, в Украине в сельской местности эксплуатируется 49 так называемых малых ГЭС, которые вырабаты-

вают до 200 млн. кВт·ч электроэнергии в год [6, 17]. Отметим, что стоимость электроэнергии от ГЭС гораздо ниже, чем от тепловых станций Украины [2, 4].

**5. Преимущества и недостатки ГЭС.** Основными преимуществами ГЭС в сравнении с другими видами электростанций является следующее [2, 4]:

- отсутствие топливной составляющей при производстве электроэнергии на ГЭС способствует снижению зависимости стоимости электроэнергии от изменения в мире стоимости органического топлива;
- использование на ГЭС для производства электроэнергии возобновляемых источников энергии, что способствует глобальным усилиям человечества в борьбе за сокращение выбросов в земную атмосферу парниковых газов и вредных химических соединений;
- ГЭС являются ключевым элементом обеспечения системной надежности функционирования единой электроэнергетической системы любой страны;
- стоимость вырабатываемой ГЭС мира электроэнергии ниже (примерно до двух раз), чем на других видах электростанций традиционной энергетики;
- срок эксплуатации технических сооружений и энергоагрегатов ГЭС выше, чем на тепловых и атомных станциях (основной причиной тому является отсутствие в энергоагрегатах ГЭС высокоинтенсивных тепловых процессов при выработке электроэнергии; минимальный срок службы мощных ГЭС – 50 лет);
- гибкость работы ГЭС, связанная с весьма быстрым уменьшением выработки на ней электроэнергии при наличии избытка последней в энергосистеме (энергоагрегаты ГЭС за время до 1,5 мин допускают изменение режима своей работы от «холодного» пуска до полного принятия электрической нагрузки);
- низкие эксплуатационные расходы, связанные с наличием на ГЭС сравнительно небольшого количества обслуживающего его энергоагрегаты персонала.

К основным недостаткам мощных ГЭС указанного выше типа следует отнести следующее [2, 19, 20]:

- из-за создания при ГЭС огромных водохранилищ приходится затоплять большие территории с плодородными землями, что становится причиной ряда негативных изменений в окружающей природе (вывод из сельскохозяйственного оборота больших площадей земель; наличие в водохранилищах застойных явлений, ухудшающих качество речной питьевой воды; плотины станций перекрывают рыбам путь к нерестилищам);
- стоимость сооружения ГЭС (при средней мировой стоимости производимой ими электроэнергии до 5 центов USA/кВт·ч) выше, чем тепловых и атомных электростанций той же электрической мощности;
- крупные аварии на плотинах мощных ГЭС неминуемо приводят к катастрофическим наводнениям ниже по течению реки с тяжелыми последствиями;
- заиление дна водохранилищ ГЭС, неминуемо приводящее к возрастанию внешнего горизонтального давления на железобетонную плотину и дополнительному образованию в водохранилищах метана и парниковых газов, поступающих в земную атмосферу;
- необходимость переселения большого числа людей, проживающих на территории будущих водохранилищ ГЭС (по данным Всемирной комиссии по пло-

тинам в 2000 г. начало строительства ГЭС привело к переселению до 60 млн. человек во всем мире).

**6. Объемы выработки ГЭС электроэнергии в промышленно развитых странах мира.** По состоянию на 2012 г. гидроэнергетика обеспечивала производство электроэнергии до 21 % от общего годового объема вырабатываемого в мире электричества [4, 11]. Установленная мощность на ГЭС мира составляла в это время около 715 ГВт. Мировыми лидерами по выработке на ГЭС электроэнергии в ее абсолютных значениях являются в настоящее время КНР, Канада и Бразилия. Лидерами по производству на ГЭС электроэнергии на одного гражданина являются Норвегия, Исландия и Канада [4]. На начало 2000-х годов наиболее активное в мире гидростроительство проводила КНР, для которой гидроэнергия является пока основным потенциальным источником энергии в стране. Следует заметить, что сейчас КНР реализует самую масштабную в мире программу строительства на своей территории новых мощных атомных электростанций [12]. Отметим, что в 1990 г. бывший СССР вышел на второе место в мире (сразу после США) по установленной мощности ГЭС, составившей 65 ГВт [4]. Тогда СССР по производству электроэнергии на ГЭС при ее годовом объеме в 233 млрд. кВт·ч занимал третье место в мире после США и Канады [11]. В настоящее время Россия при установленной мощности своих гидроэнергоагрегатов в 45 ГВт (пятое место в мире) вырабатывает на ГЭС только примерно 165 млрд. кВт·ч/год (также пятое место в мире) [4]. На рис. 13 приведена структурная схема распределения в настоящее время установленной мощности среди тепловых, атомных и гидроэлектростанций России [4, 11].

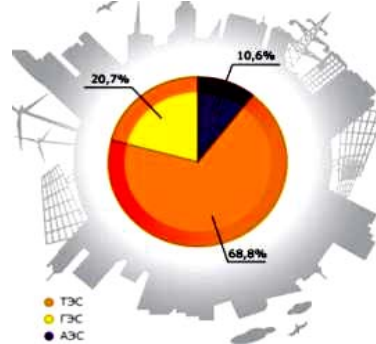


Рис. 13. Структура распределения установленной мощности электростанций в Единой энергетической системе России по традиционным видам генерации электроэнергии [4]

Из данных рис. 13 видно, что доля электроэнергии, вырабатываемой ГЭС России, в общем объеме ее годового производства не превышает 21 %. Основная доля электроэнергии в России (около 69 %) вырабатывается сейчас на ее тепловых электростанциях [4, 8]. На мощные атомные электростанции России приходится чуть более 10 % от суммарного годового объема производства электричества. Укажем, что гидроэнергетика России по своему энергоэкономическому потенциалу, составляющему около 852 млрд. кВт·ч/год, занимает второе место в мире после КНР [4]. Однако, по степени освоения своих громадных гидроэнергоресурсов Россия уступает практически всем промышленно развитым странам нашего мира.



**7. Проблемные задачи гидроэнергетики.** Глобальной проблемой нашей цивилизации является сохранение безопасного для человечества состояния окружающей среды. В этой связи одной из проблемных задач мировой гидроэнергетики, использующей возобновляемые и экологически чистые гидроэнергоресурсы, является повышение надежности и уровня безопасности гидротехнических сооружений мощных ГЭС. Эти мероприятия должны исключать крупные аварии на плотинах мощных ГЭС. Другой ее проблемной задачей является сведение к минимуму негативных экологических последствий от сооружения и эксплуатации мощных ГЭС. Для ее решения требуются большие финансовые инвестиции в защитные мероприятия по минимизации отрицательного влияния мощных ГЭС на окружающую среду. При этом акценты необходимо делать на поддержание высокого качества воды водохранилищ и обеспечение прохода в весенний период рыбы на свои нерестилища. Гидроэнергетика является относительно высокоманевренной подотраслью энергетики. Поэтому третьей проблемной задачей в области гидроэнергетики является увеличение мощностей ее гидроаккумулирующих станций в общем объеме мощностей энергосистемы, в том числе и в Объединенной энергетической системе Украины. По мнению специалистов-гидроэнергетиков гидроаккумулирующие станции должны иметь суммарные мощности до 10-12 % от общей мощности всех электростанций страны [21]. В этом случае при подключении таких ГЭС к общей энергосистеме обеспечивается оптимальное прохождение и регулирование пиковых электрических нагрузок в вечернее время суток, а также создается необходимый нагрузочный резерв энергосистемы при аварийных ситуациях.

**8. Перспективы развития ГЭС в мире и Украине.** Прогнозы экспертов указывают на неуклонное возрастание в мире потребления электроэнергии и водных ресурсов. Так, согласно имеющимся прогнозам мировое потребление электричества в период с 2000 г. по 2300 г. возрастет в два раза [21]. В этой связи возрастает роль и гидроэнергетики в тех странах, где имеются неосвоенные гидроэнергоресурсы. Отметим, что по состоянию на 2007 г., в котором ГЭС мира было произведено электроэнергии в объеме около 3050 млрд. кВт·ч, неосвоенный в мире гидроэнергетический потенциал составлял примерно 5680 млрд. кВт·ч [21]. Между континентами нашей планеты этот энергоэкономический потенциал распределялся следующим образом [21]: Азия – 3380 млрд. кВт·ч (60 %); Южная Америка – 930 млрд. кВт·ч (16 %); Африка – 750 млрд. кВт·ч (13 %); Северная и Центральная Америка – 350 млрд. кВт·ч (6 %); Европа – 220 млрд. кВт·ч (4 %); Австралия и Океания – 50 млрд. кВт·ч (1 %). В Украине гидроэнергетический потенциал равнинных рек использован практически полностью [18]. Поэтому для Украины сейчас актуально развитие гидроаккумулирования энергии, энергетический потенциал которого может полностью обеспечить энергосистему страны в дефиците «пиковой» электроэнергии. Согласно данным [21] неосвоенный гидроэнергетический потенциал находится, в основном, в слаборазвитых и развивающихся странах мира. При планировании развития энергетики в этих странах в первую очередь намечается освоение своих гидроресурсов. Прогнозы

развития до 2030 г. мировой энергетики указывают на то, что удельный вес гидроэнергетики (до 21 %) в мировом энергетическом балансе пока сохранится [21].

#### **Выводы.**

1. Выполненный научно-технический обзор развития мировой гидроэнергетики свидетельствует о том, что ГЭС по годовому объему производимой ими электроэнергии (до 21 % выработки в мире) в настоящее время в промышленно развитых странах занимают третье место после мощных тепловых и атомных электростанций. Основным неосвоенным на сегодня в мире резервом гидроэнергоресурсов (до 3380 млрд. кВт·ч) сосредоточен в странах Азии.

2. Гидроэнергетика со своими сравнительно маневренными энергоагрегатами, использующими только возобновляемые и экологически чистые водные энергоресурсы, способна за счет сооружения мощных гидроаккумулирующих ГЭС разгружать в энергосистемах возникающие в вечернее время суток пиковые нагрузки потребителей и создавать нагрузочные резервы для повышения устойчивости функционирования энергосистем в аварийных режимах их работы.

3. Для защиты и сохранения на Земле окружающей среды необходимо повышать экологическую безопасность эксплуатируемых и вновь создаваемых в мире мощных обычных ГЭС и аккумулирующих ГЭС.

4. В ближайшей перспективе гидроэнергетика продолжит вместе с тепло- и ядерной энергетикой оставаться основными источниками электроэнергии для развивающейся цивилизации на нашей планете.

#### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Кузьмичев В.Е. Законы и формулы физики / Отв. ред. В.К. Тартаковский. – К.: Наукова думка, 1989. – 864 с.
2. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Гидроэлектростанция>.
3. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 40: Научное открытие метода взрывной имплозии для получения сверхкритической массы ядерного заряда и украинский «след» в американском атомном проекте «Манхэттен» // *Электротехника і електромеханіка*. – 2017. – №5. – С. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.01.
4. <http://greenevolution.ru/enc/wiki/gidroelektrostanciya-ges>.
5. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.
6. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 32: Альтернативная энергетика: состояние и перспективы развития // *Электротехника і електромеханіка*. – 2016. – №3. – С. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.01.
7. <http://www.cshp.ru/gidroenergetika/eto-interesno/tipyi-gidroturbini>.
8. Баранов М.И. Антология выдающихся достижений в науке и технике. Часть 43: Традиционная энергетика. Тепловые электрические станции: состояние и перспективы их развития // *Электротехника і електромеханіка*. – 2018. – №2. – С. 3-10. doi: 10.20998/2074-272X.2018.2.01.
9. <http://blog.rushydro.ru/?p=4158>.
10. [http://elektrogenerator.net/smallhydropower/pelton\\_turbines.html](http://elektrogenerator.net/smallhydropower/pelton_turbines.html).
11. <http://bibliofond.ru/view.aspx?id=657541>.
12. 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.
13. <http://electricalschool.info/energy/1911-princip-raboty-gidroelektrostancii.html>.
14. <http://frend.org.ua/post138322582>.
15. <https://ru.wikipedia.org/wiki/Днепрогэс>.

16. [https://ru.wikipedia.org/wiki/Список\\_гидроэлектростанций\\_Украины](https://ru.wikipedia.org/wiki/Список_гидроэлектростанций_Украины).
17. [https://uk.wikipedia.org/wiki/Гідроенергетика\\_України](https://uk.wikipedia.org/wiki/Гідроенергетика_України).
18. [http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/control/uk/publish/article?art\\_id=93710&cat\\_id=35082](http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/control/uk/publish/article?art_id=93710&cat_id=35082).
19. <http://myelectro.com.ua/98-gidroenergetika/111-glavnye-dostoinstva-i-nedostatki-gidroelektrostantsij>.
20. Непорожний П.С., Обрезков В.И. Введение в специальность: гидроэлектроэнергетика. – М.: Энергоиздат, 1982. – 304 с.
21. [http://energetika.in.ua/ua/books/book-3/part-2/section-6/Розділ\\_6](http://energetika.in.ua/ua/books/book-3/part-2/section-6/Розділ_6).

#### REFERENCES

1. Kuz'michev V.E. *Zakony i formuly fiziki* [Laws and formulas of physics]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1989. 864 p. (Rus).
2. Available at: <https://ru.wikipedia.org/wiki/Гидроэлектростанция> (accessed 13 May 2017). (Rus).
3. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 40: The scientific opening of the method of explosive implosion for the obtaining above critical mass of nuclear charge and Ukrainian «track» in the «Manhattan» American atomic project. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.5, pp. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.01.
4. Available at: <http://greenevolution.ru/enc/wiki/gidroelektrostantsiya-ges> (accessed 22 June 2016).
5. *Bol'shoj illjustrirovannyj slovar' inostrannyh slov* [Large illustrated dictionary of foreign words]. Moscow, Russkie slovari Publ., 2004. 957 p. (Rus).
6. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 32: Alternative energy: state and prospects of development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.3, pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.01.
7. Available at: <http://www.cshp.ru/gidroenergetika/eto-interesno/tipyi-gidroturbin> (accessed 05 May 2017).
8. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 43: Traditional power engineering. Thermal power plants: state and prospects of their development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.2, pp. 3-10. doi: 10.20998/2074-272X.2018.2.01.
9. Available at: <http://blog.rushydro.ru/?p=4158> (accessed 15 April 2016). (Rus).
10. Available at: [http://elektrogenerator.net/smallhydropower/pelton\\_turbines.html](http://elektrogenerator.net/smallhydropower/pelton_turbines.html) (accessed 05 September 2016). (Rus).
11. Available at: <http://bibliofond.ru/view.aspx?id=657541> (accessed 26 October 2016). (Rus).
12. 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.
13. Available at: <http://electricalschool.info/energy/1911-princip-raboty-gidroelektrostantsii.html> (accessed 05 May 2014). (Rus).
14. Available at: <http://frend.org.ua/post138322582> (accessed 22 July 2016). (Rus).
15. Available at: [https://en.wikipedia.org/wiki/Dnieper\\_Hydroelectric\\_Station](https://en.wikipedia.org/wiki/Dnieper_Hydroelectric_Station) (accessed 12 May 2017).
16. Available at: [https://ru.wikipedia.org/wiki/Список\\_гидроэлектростанций\\_Украины](https://ru.wikipedia.org/wiki/Список_гидроэлектростанций_Украины) (accessed 02 February 2017). (Rus).
17. Available at: [https://uk.wikipedia.org/wiki/Гідроенергетика\\_України](https://uk.wikipedia.org/wiki/Гідроенергетика_України) (accessed 12 June 2017). (Ukr).
18. Available at: [http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/control/uk/publish/article?art\\_id=93710&cat\\_id=35082](http://mpe.kmu.gov.ua/minugol/control/uk/publish/article?art_id=93710&cat_id=35082) (accessed 10 May 2015). (Ukr).

19. Available at: <http://myelectro.com.ua/98-gidroenergetika/111-glavnye-dostoinstva-i-nedostatki-gidroelektrostantsij> (accessed 10 October 2015). (Rus).
20. Neporozhniy P.S., Obrezkov V.I. *Vvedenie v spetsial'nost': gidroelektroenergetika* [Introduction to the specialty: Hydro-power]. Moscow, Energoizdat Publ., 1982. 304 p. (Rus).
21. Available at: [http://energetika.in.ua/ua/books/book-3/part-2/section-6/Розділ\\_6](http://energetika.in.ua/ua/books/book-3/part-2/section-6/Розділ_6) (accessed 15 September 2016). (Rus).

Поступила (received) 28.08.2017

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 45: Traditional power engineering. Hydraulic power plants: state and prospects of their development.**

**Purpose.** Preparation of brief scientific and technical review about the state, achievements, problems and prospects of development of world hydraulic power engineering. **Methodology.** Known scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of the opened scientific and technical information, present in scientific monographs, journals and internet sources, high meaningfulness in area of hydraulic power engineering. **Results.** A brief analytical scientific and technical review is resulted about the present state, achievements, problem tasks and prospects of development of hydraulic power engineering in the industrially developed countries of the world. Considerable progress is marked in development and creation of technical base of modern hydraulic power engineering including powerful hydraulic turbines and hydraulic electric generators. Existent classification of the hydraulic power plants (HPPs) is resulted. Basic types and constructions of powerful hydraulic turbines, in-use on modern HPPs are presented. Basic kinds and technical descriptions of powerful hydraulic electric generators used at modern HPPs are indicated. Information is resulted about the largest in the world ordinary HPPs and hydraulic heat-sink HPPs. Hydraulic power engineering of Ukraine is considered and descriptions of basic domestic HPPs are described. Advantages and failings of HPPs are marked in comparison with the thermal and nuclear power plants. Information is presented about absolute volumes of electric power produced by HPPs in a number of the industrial developed countries of the world. Quantitative indexes are resulted for today in the world of reserve of hydraulic power resources on the continents of our planet. A conclusion is done that this reserve of hydraulic power resources is mainly concentrated in the countries of Asia. It is indicated that hydraulic power engineering of the world produces presently up to 21 % of electric energy in annual world in the electrical energy balance. Some problem tasks of world hydraulic power engineering are indicated. Certain prospects are outlined in development of hydraulic power in the world and in Ukraine. **Originality.** Systematization is executed as short structured of scientific and technical review of the scientific and technical materials touching functioning of such important sector of world economy as hydraulic power engineering known from the open sources in informative space. Material is expounded from positions of scientist-electrophysics in an accessible for a wide reader new informatively-rich content form. **Practical value.** Popularization and deepening for students, engineers and technical specialists and researchers of front-rank scientific and technical knowledge in area of modern hydraulic power engineering extending their scientific range of interests and promoting further development of scientific and technical progress in society. References 21, figures 13.

**Key words:** hydropower engineering, hydraulic power plants, hydraulic turbines, hydraulic electric generators, characteristics of hydraulic power plants, problems and prospects of development of world hydropower engineering.



M. Benkahla, R. Taleb, Z. Boudjema

## A NEW ROBUST CONTROL USING ADAPTIVE FUZZY SLIDING MODE CONTROL FOR A DFIG SUPPLIED BY A 19-LEVEL INVERTER WITH LESS NUMBER OF SWITCHES

*This article presents the powers control of a variable speed wind turbine based on a doubly fed induction generator (DFIG) because of their advantages in terms of economy and control. The considered system consists of a DFIG whose stator is connected directly to the electrical network and its rotor is supplied by a 19-level inverter with less number of switches for minimize the harmonics absorbed by the DFIG, reducing switching frequency, high power electronic applications because of their ability to generate a very good quality of waveforms, and their low voltage stress across the power devices. In order to control independently active and reactive powers provided by the stator side of the DFIG to the grid and ensure high performance and a better execution, three types of robust controllers have been studied and compared in terms of power reference tracking, response to sudden speed variations, sensitivity to perturbations and robustness against machine parameters variations. References 34, tables 4, figures 13.*

**Key words:** wind turbine, doubly fed induction generator, sliding mode controller, adaptive sliding mode controller, adaptive fuzzy sliding mode controller, multilevel inverter.

*В статті описується управління потужністю ветряної турбини змінної швидкості на основі асинхронного генератора подвійного живлення ввиду їх переваг з точки зору економічності та управління. Розглядається система, що складається з асинхронного генератора подвійного живлення, статор якого підключений безпосередньо до електричної мережі, а його ротор живиться від 19-рівневого інвертора з меншим кількістю коммутаторів для мінімізації гармонік, поглинаємими генератором, зменшення частоти переключення, і пристроїв силової електроніки внаслідок їх здатності генерувати високого якості сигналів і низького рівня напруги на них. Щоб незалежно управляти активною і реактивною потужністю, подаваною стороною статора вказаного генератора в мережу, і забезпечувати високу продуктивність і краще конструктивне виконання, вивчені і сопоставлені три типи робастних контролерів з точки зору відслідковування потужності, реакції на різке змінювання швидкості, чутливості до збурень і стійкості до змін параметрів машини. Бібл. 34, табл. 4, рис. 13.*

**Ключевые слова:** ветряная турбина, асинхронный генератор двойного питания, контроллер режима скольжения, адаптивный контроллер режима скольжения, адаптивный нечеткий контроллер режима скольжения, многоуровневый инвертор.

**Introduction.** Wind energy has the most contribution for power generation among different renewable energy resources; this is so because of its potential advantageous such as free availability of wind, ability to exploit in high power, other land around uses of wind farms and as the important one it is relatively inexpensive to build wind farm [1]. The wind energy community has dedicated a huge effort to develop improved condition monitoring strategies. Fault detection and isolation schemes and fault tolerant control strategies applicable to wind turbines (WT) [2].

Wind power has established itself as a main source for the generation of electricity in the past decade by delivering at least 3.4% of the world's electricity in 2014, a figure expected to increase to 6-8 % by 2020 and to 8-17 % by 2030 [3, 4].

In the development of WT technologies doubly fed induction generators (DFIG) are the most popular due to their numerous advantages including independent control of both active and reactive powers, variable speed operation, four-quadrant active and reactive power capabilities, high energy efficiency, and low size converters [5-8]. These advantages are achieved through controlling the rotor voltage or current by a converter while the stator is directly connected to the grid [9].

Research on the control and operation for DFIG under distorted grid voltage conditions has been studied in [10]. Studied in this paper is shown in Fig. 1. In this diagram, mechanical energy is produced by a WT and provided to a DFIG through a gear box. The back-to-back control system and voltage source converters comprise rotor-side and grid-side converters. The grid side converter (GSC) is used to

control the DC-link voltage and reactive power exchanged with the grid and is connected to the grid via three chokes to improve the current harmonic distortion. The rotor side converter (RSC) is used to control the generator speed and reactive power [11]. The RSC controls the generator to achieve maximum power point tracking. In one classification, the control approaches of the DFIG are categorized in two groups: classic control approaches using PI regulators and advanced control approaches.

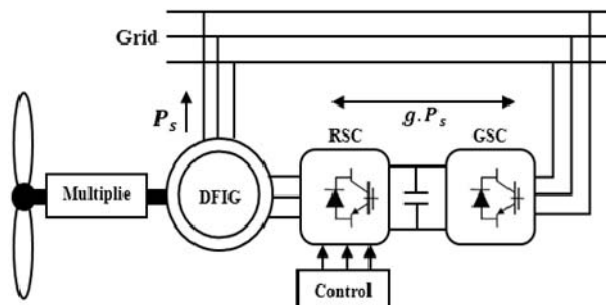


Fig. 1. Diagram of a wind energy conversion system

High power applications in electrical traction require high voltage supply for motors. The only way to use multilevel converters is actually to generate voltages with high magnitudes [12].

Several topologies of multilevel inverters have been studied and presented. Among them, neutral point clamped inverters [13], flying capacitors inverters also called imbricated cells [14], and series connected cells inverters also called cascaded inverters [15]. The industry often has used the neutral-point-clamped inverter [16].

However, the topology that uses series connected cells inverters presents some advantages, as smaller voltage rate ( $dU/dt$ ) due to existence of higher number levels, producing less common-mode voltage across motor windings [17]. Furthermore, this topology is simple and its modular configuration makes it easily extensible for any number of desired output voltage levels. Fig. 2,*a*. shows the basic diagram of this topology with  $k$  partial cells represented by Fig. 2,*b*. The  $J^{\text{th}}$  single-phase inverter is supplied by a DC-voltage source  $U_{dj}(j = 1 \dots k)$ . The relationship between the number of series-connected single-phase inverters in each phase and the number of output voltage levels generated by this topology, respectively  $k$  and  $N$ , is given by:  $N = 2k + 1$ , in the case where there are equal voltages in all partial inverters.

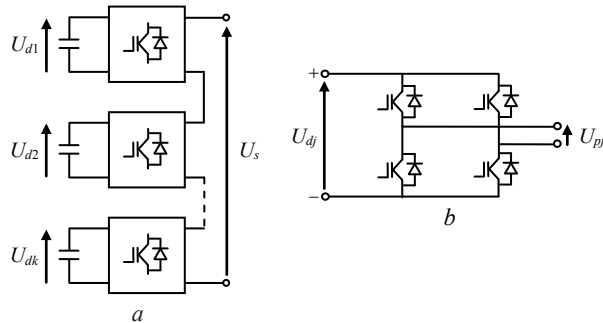


Fig. 2. *a* – a series-connected multilevel inverter topology with  $k$  partial cells, *b* – partial cell configuration

In all the well-known multilevel converter topologies, the number of power devices required depends on the output voltage level needed [18]. However, increasing the number of power semiconductor switches also increases the converter circuit and control complexity and the costs. To provide a large number of output levels without increasing the number of converters, a uniform step asymmetrical multilevel inverters (USAMI) can be used [19].

The sliding mode control achieves robust control by adding a discontinuous control signal across the sliding surface, satisfying the sliding condition. Nevertheless, this type of control has an essential disadvantage, which is the chattering phenomenon caused by the discontinuous control action. To treat these difficulties, several modifications to the original sliding control law have been proposed, the most popular being the boundary layer approach [20, 21].

The disadvantages of the structure are complex network structure and inference mechanism. Therefore, to overcome the disadvantages of the aforementioned sliding mode controller (SMC), a new adaptive sliding mode controller (ASMC) is developed to estimate the unknown bound of uncertainty which is obtained in the sense of Lyapunov stability theorem to minimize the control effort and attenuate chattering [22], robustness and rapidity [23]. In addition, estimating the disturbance in terms of the sliding function dynamics is that, it results in a simple linear dynamics and hence the estimator can be made simple [24]. And scheme guarantees asymptotic convergence of states and external disturbances [25]. An adaptive sliding mode controller is developed to track the speed for maximum power extraction.

In order to reduce the chattering problem in SMC, a small boundary layer around the sliding surface. However this method can lead to solve the chattering problem but usually there exist a finite steady state error and so asymptotical convergence is lost. As another solution, adaptive fuzzy sliding mode control (AFSMC) [26]. An

AFSMC was proposed by combining the tuning online characteristic of an AFC and the robust characteristic of a conventional SMC. In an AFSMC, the controller includes two parts: a fuzzy equivalent controller designed based on an AFC scheme and a reaching controller based on a SMC scheme [27]. An AFSMC that control the uncertain nonlinear chaotic systems and unknown robotic systems [28], the controller proposed is composed of two terms: an auxiliary control law which is designed to compensate and uncertainties of parameters and a primary control law which ensure a good tracking. Another advantages of this controller is the using of Lyapunov approach to guarantee the stability and convergence analysis [29]. As another solution to eliminate chattering phenomenon and achieve zero steady state error [26].

**System modeling. The WT model.** For a horizontal axis wind turbine, the output mechanical power extracted from the wind is given by [30]:

$$P_t = \frac{1}{2} P_{Coef}(\lambda, \beta) \pi R^2 \rho v^3, \quad (1)$$

where  $P_{Coef}$  is the power coefficient which is a function of both tip speed ratio  $\lambda$ , and blade pitch angle  $\beta$  (deg), and  $v$  is the wind speed (m/s),  $\rho$  is the air density ( $\text{kg/m}^3$ ), and  $R$  is the radius of the turbine (m). In this work the  $P_{Coef}$  equation is approximated using a non-linear function according to [31]:

$$P_{Coef} = (0.5 - 0.167)(\beta - 2) \sin \left[ \frac{\pi(\lambda + 0.1)}{18.5 - 0.3(\beta - 2)} \right] - 0.0018(\lambda - 3)(\beta - 2). \quad (2)$$

The tip speed ratio is given by:

$$\lambda = \Omega_t R / v, \quad (3)$$

where  $\Omega_t$  is the angular velocity of WT.

**Proposed 19-level USAMI.** Multilevel inverters generate at the AC-terminal several voltage levels as close as possible to the input signal. The output voltage step is defined by the difference between two consecutive voltages. A multilevel converter has a uniform or regular voltage step, if the steps  $\Delta u$  between all voltage levels are equal. In this case the step is equal to the smallest DC-voltage,  $u_{d1}$  [32]. This can be expressed by

$$u_{d1} = \Delta u = u_{s2} - u_{s1} = u_{s3} - u_{s2} = \dots = u_{sN} - u_{s(N-1)} \quad (4)$$

If this is not the case, the converter is called a non uniform step CHBAMI or irregular CHBAMI. An USCHBAMI is based on DC-voltage sources to supply the partial cells (inverters) composing its topology which respects to the following conditions:

$$\begin{cases} u_{d1} \leq u_{d2} \leq \dots \leq u_{dk}; \\ u_{dj} \leq 1 + 2 \sum_{l=1}^{j-1} u_{dl}, \end{cases} \quad (5)$$

where  $k$  represents the number of partial cells per phase and  $j = 1 \dots k$ .

The number of output voltage levels depends on the number of cells per phase and on the corresponding supplying DC-voltages. Equation 6 shows that in certain cases, there are many possibilities for setting the partial DC-voltages to obtain the same number of levels. These possible redundant solutions are another degree of freedom for the designer

$$N = 1 + 2\sigma_k \quad \text{where} \quad \sigma_k = \sum_{j=1}^k u_{dj}. \quad (6)$$



Table 1 gives some examples of the DC-voltages which can be set and the corresponding number of output voltage levels which can be obtained. In this example there are  $k = 3$  series-connected single-phase inverters per phase.

Table 1

Examples of unequal DC-voltages in a 3 cells USAMI			
$u_{d1}$ (p.u.)	$u_{d2}$ (p.u.)	$u_{d3}$ (p.u.)	$N$
1	1	2	9
1	1	3	11
1	2	2	
1	1	4	13
1	2	3	
1	1	7	19
1	2	6	
1	3	5	

Among several modulation strategies, the multi-carrier sub-harmonic PWM technique has been receiving an increasing attention for symmetrical multilevel converters [33]. This modulation method can also be used to control asymmetrical multilevel power converters.

The SPWM is also known as the multi-carrier PWM because it relies on a comparison between a sinusoidal reference waveform and vertically shifted carrier waveforms  $N - 1$  carriers are therefore required to generate  $N$  levels. The carriers are in continuous bands around the zero reference. They have the same amplitude  $A_c$  and the same frequency  $f_c$ . The sine reference waveform has a frequency  $f_r$  and an amplitude  $A_r$ . At each instant, the result of the comparison is 1 if the triangular carrier is greater than the reference signal and 0 otherwise. The output of the modulator is the sum of the different comparisons which represents the voltage level. The strategy is therefore characterized by the two following parameters, respectively called the modulation index and the modulation rate:

$$m = f_c / f_r ; \quad (7)$$

$$r = \frac{2}{N-1} \cdot \frac{A_r}{A_c} . \quad (8)$$

The reference voltages are given as follows:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{ri} = u_{rmax} \sin(2\pi f_r t - (j-1)2\pi/3); \\ (i, j) \in \{(a, 1), (b, 2), (c, 3)\}. \end{array} \right. \quad (9)$$

We propose to develop a 19-level USAMI composed of  $k = 3$  partial inverters per phase with the following DC-voltage sources:  $u_{d1} = 1p.u$ ,  $u_{d2} = 3p.u$  and  $u_{d3} = 5p.u$ . For this configuration (1, 3, 5), the total harmonic distortion (THD) of output voltage is smaller than configurations (1, 1, 7) and (1, 2, 6). Fig. 3 shows the output voltage in each partial inverter and the 19-level USAMI output voltage  $V_a$  in the first leg.

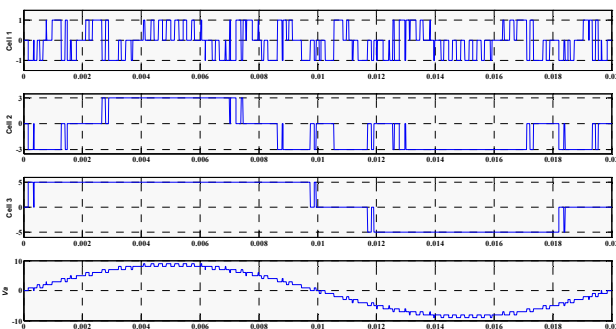


Fig. 3. Output voltages of the partial H-bridges, and total output voltage of the 19-level USAMI

**Doubly fed induction generator modeling.** The dynamic voltages and fluxes equations of the DFIG in a synchronous reference frame ( $d-q$ ) rotating at an angular speed of  $\omega_s$ . The stator and rotor voltages are given, respectively, as follows:

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ds} = R_s I_{ds} + \frac{d}{dt} \psi_{ds} - \omega_s \psi_{qs}; \\ V_{qs} = R_s I_{qs} + \frac{d}{dt} \psi_{qs} + \omega_s \psi_{ds}; \\ V_{dr} = R_r I_{dr} + \frac{d}{dt} \psi_{dr} - \omega_r \psi_{qr}; \\ V_{qr} = R_r I_{qr} + \frac{d}{dt} \psi_{qr} + \omega_r \psi_{dr}; \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} \psi_{ds} = L_s I_{ds} + M I_{dr}; \\ \psi_{qs} = L_s I_{qs} + M I_{qr}; \\ \psi_{dr} = L_r I_{dr} + M I_{ds}; \\ \psi_{qr} = L_r I_{qr} + M I_{qs}. \end{array} \right. \quad (10)$$

The stator and rotor angular velocities are linked by the following relation:  $\omega_s = \omega + \omega_r$ . The generator mechanical and electromagnetic torques ( $C_{em}$  and  $C_r$ ) are related, if the viscous friction coefficient is taken into account, as follows:

$$C_{em} = C_r + J \frac{d\Omega}{dt} + f\Omega, \quad (11)$$

where the electromagnetic torque  $C_{em}$  is defined by:

$$C_{em} = p \frac{M}{L_s} (\psi_{qs} I_{dr} - \psi_{ds} I_{qr}). \quad (12)$$

**Field oriented control of the DFIG.** In order to easily control the production of electricity by the wind turbine, we will carry out an independent control of active and reactive powers by orientation of the stator flux. By choosing a diphas reference frame  $d-q$  related to the stator spinning field pattern and aligning the stator vector flux with the axis  $d$ , we can write

$$\psi_{ds} = \varphi_s \quad \text{and} \quad \psi_{qs} = 0. \quad (13)$$

The electromagnetic torque becomes:

$$C_{em} = -p \frac{M}{L_s} I_{qr} \varphi_s . \quad (14)$$

The following rotor flux and the stator voltage can be rewritten as:

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_s = L_s I_{ds} + M I_{dr}; \\ 0 = L_s I_{qs} + M I_{qr}. \end{array} \right. \quad (15)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ds} = 0; \\ V_{qs} = \omega_s \psi_s. \end{array} \right. \quad (16)$$

By supposing that the electrical supply network is stable, having for simple voltage  $V_s$ , which led to a stator flux  $\psi_s$  constant. This consideration associated with Equation (15) shows that the electromagnetic torque only depends on the  $q$ -axis rotor current component. Using Equation (16), a relation between the stator and rotor currents can be established

$$\left\{ \begin{array}{l} I_{ds} = -\frac{M}{L_s} I_{dr} + \frac{\psi_s}{L_s}; \\ I_{qs} = -\frac{M}{L_s} I_{qr}. \end{array} \right. \quad (17)$$

The stator active and reactive powers are written

$$\left\{ \begin{array}{l} P_s = V_{ds} I_{ds} + V_{qs} I_{qs}; \\ Q_s = V_{qs} I_{ds} - V_{ds} I_{qs}. \end{array} \right. \quad (18)$$

By using Equation (10), (16-18), the statoric active and reactive power, the rotoric fluxes and voltages can be written versus rotoric currents as

$$\begin{cases} P_s = -\frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} I_{qr}; \\ Q_s = -\frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} I_{dr} + \frac{\omega_s \psi_s^2}{L_s}. \end{cases} \quad (19)$$

$$\begin{cases} \psi_{dr} = (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{dr} + \frac{M \psi_s}{L_s}; \\ \psi_{qr} = (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{qr}. \end{cases} \quad (20)$$

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r I_{dr} + (L_r - \frac{M^2}{L_s}) \frac{dI_{dr}}{dt} - g \omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{qr}; \\ V_{qr} = R_r I_{qr} + (L_r - \frac{M^2}{L_s}) \frac{dI_{qr}}{dt} + g \omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{dr} + g \omega_s \frac{M \psi_s}{L_s}. \end{cases} \quad (21)$$

In steady state, the second derivative terms of the two equations in 21 are nil.

We can thus write:

$$\begin{cases} V_{dr} = R_r I_{dr} - g \omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{qr}; \\ V_{qr} = R_r I_{qr} + g \omega_s (L_r - \frac{M^2}{L_s}) I_{dr} + g \omega_s \frac{M \psi_s}{L_s}. \end{cases} \quad (22)$$

The third term, which constitutes cross-coupling terms, can be neglected because of their small influence. These terms can be compensated by an adequate synthesis of the regulators in the control loops.

With the hypothesis that led to a stator flux  $\psi_s$  constant, the electrical supply network is stable, having for simple voltage  $V_s$ .

**Control strategies of the DFIG.** In this section, we have chosen to compare the performances of the DFIG with three different nonlinear controllers: SMC, ASMC and AFSMC. The control system can be designed as shown in Fig. 4. Based on Equations (18) and (21), the blocks  $R_p$ ,  $R_Q$ ,  $R_{Iqr}$  and  $R_{Idr}$  represent respectively the stator powers and the rotor currents regulators.

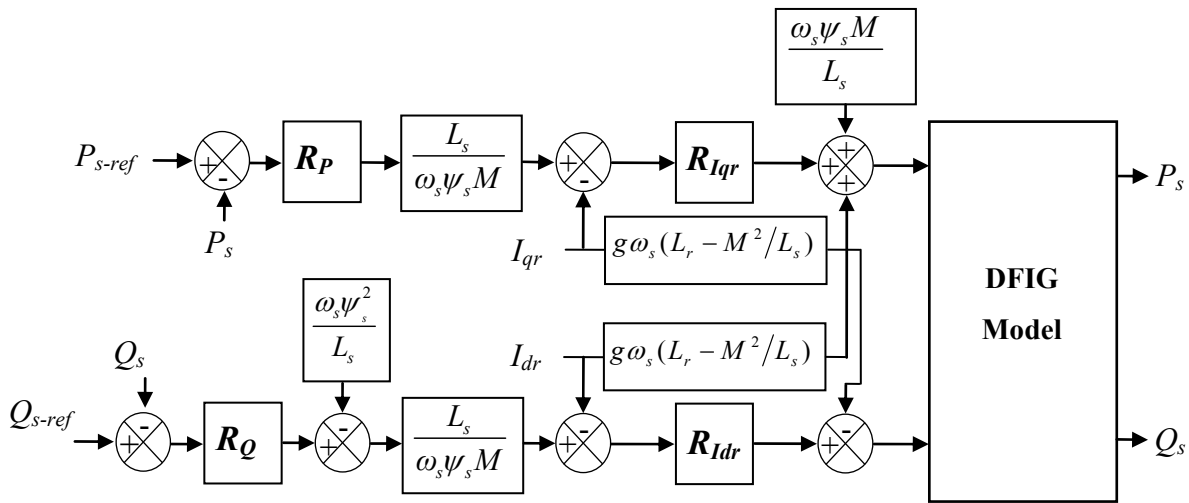


Fig. 4. Power control of the DFIG

**Sliding mode controller synthesis.** The sliding mode technique is developed from variable structure control to solve the disadvantages of other designs of nonlinear control systems. The sliding mode is a technique to adjust feedback by previously defining a surface. The system which is controlled will be forced to that surface, then the behavior of the system slides to the desired equilibrium point. The control function will satisfy reaching conditions in the following form:

$$V_{com} = V_{eq} + K \cdot \text{sat}(S(x)/\delta). \quad (23)$$

$K$  is a constant and is chosen to compensate for uncertainties and disturbances,  $\text{sat}(S(x)/\delta)$  is the proposed saturation function, is the boundary layer thickness. In this paper we propose the Slotine method

$$S(X) = \left( \frac{d}{dt} + \lambda \right)^{n-1} e, \quad (24)$$

here  $e$  is the tracking error vector,  $\lambda$  is a positive coefficient and  $n$  is the relative degree.

In our study, the control of the active stator power  $P_s$  and reactive stator power  $Q_s$  to their references  $P_{s\_ref}$  and  $Q_{s\_ref}$  respectively. The SMC control scheme is

shown in Fig. 5, we choose the error between the measured and references stator powers as sliding mode surfaces, so we can write the following expression

$$\begin{cases} S_d = P_{s\_ref} - P_s; \\ S_q = Q_{s\_ref} - Q_s. \end{cases} \quad (25)$$

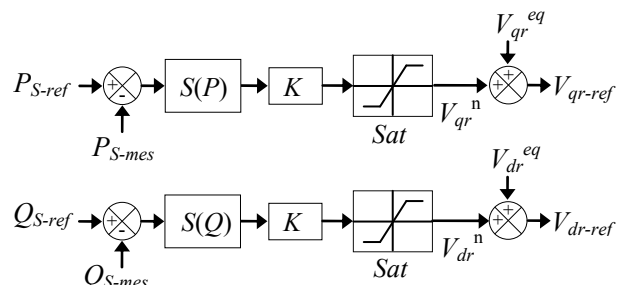


Fig. 5. Block diagram of the sliding mode controller (SMC)

The first order derivative of (25) gives

$$\begin{cases} \dot{S}_d = \dot{P}_{s\_ref} - \dot{P}_s; \\ \dot{S}_q = \dot{Q}_{s\_ref} - \dot{Q}_s. \end{cases} \quad (26)$$

Replacing the powers in (26) by their expressions given in (19), one obtains

$$\begin{cases} \dot{S}_d = \dot{P}_{S\_ref} - \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{i}_{qr}; \\ \dot{S}_q = \dot{Q}_{S\_ref} - \frac{\omega_s \psi_s M}{L_s} \dot{i}_{dr} - \frac{\omega_s \psi_s^2}{L_s}. \end{cases} \quad (27)$$

$V_{dr}$  and  $V_{qr}$  will be the two components of the control vector used to constraint the system to converge to  $S_{dq} = 0$ . The control vector  $V_{dqeq}$  is obtained by imposing  $\dot{S}_{dq} = 0$ . So the equivalent control components are given by the following relation

$$V_{dqeq} = \begin{bmatrix} -\frac{L_s \left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right)}{\omega_s \psi_s M} \dot{Q}_s^* + R_r I_{dr} - \left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) g \omega_s I_{qr} + \frac{\left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) \psi_s}{M} \\ \frac{L_s}{\omega_s \psi_s M} \dot{P}_s^* + R_r I_{qr} - \left( L_r - \frac{M^2}{L_s} \right) g \omega_s I_{dr} + \frac{g \omega_s \psi_s M}{L_s} \end{bmatrix} \quad (28)$$

To obtain good performances, dynamic and commutations around the surfaces, the control vector is imposed as follows

$$V_{dq} = V_{dqeq} + K \cdot \text{sat}(S_{dq}). \quad (29)$$

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

$$S\dot{S} < 0. \quad (30)$$

**Adaptive sliding mode controller.** The main obstacles for application of sliding mode control are two phenomena: high activity of control action and chattering. In this section we propose an adaptive sliding mode controller whose switching gain is adapted based on the disturbance estimation, this control proposed in [34]. The ASMC could be considered as an advance version of basic sliding mode control that is also in the topics of many advance control studies. The ASMC control scheme is shown in Fig. 6. This method is often used low overshoot, low setting time, and robustness against disturbance, chattering reduction, no need for the prior knowledge of uncertainty bound, minimum control effort. The control input in the ASMC is given in

$$V_{com} = V_{eq} + V_{ASMC}. \quad (31)$$

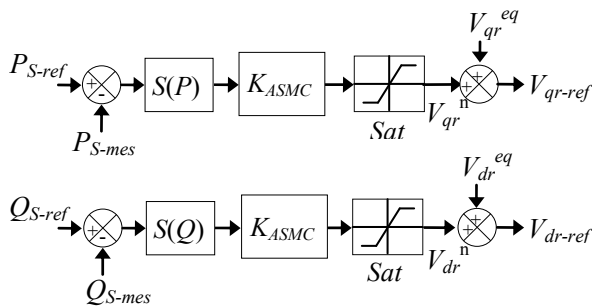


Fig. 6. Block diagram of the adaptive sliding mode control (ASMC)

$V_{ASMC}$  is obtained by

$$V_{ASMC} = K_{asmc}(t) \text{sat}(S(x)/\delta), \quad (32)$$

where  $K_{asmc}(t)$  is the reaching gain which is achieved by adaptation law

$$\dot{K}_{asmc}(t) = -\gamma \|s\|, \quad (33)$$

where  $\gamma$  is a positive constant and  $K_{asmc}(t)$  is the adaptive controller gain. This control law makes  $K_{asmc}(t)$  to increase until the system reaches the switching manifold. Whenever  $S = 0$  is not reachable in practical SMC which causes an increasing  $K_{asmc}(t)$  and high gain introduces

chattering. Further,  $\dot{K}_{asmc}(t) = 0$  which results in saturation of the control gain  $K_{asmc}(t)$ .

**Adaptive fuzzy sliding mode controller.** The disadvantage of sliding mode controllers is that the discontinuous control signal produces chattering. In order to eliminate the chattering phenomenon, we propose to use the adaptive fuzzy sliding mode control. This paper proposes an AFSMC which is designed to control the active and reactive power of the DFIG shown in Fig. 7. Besides advantage of stability and robustness and convergence of the control system are guaranteed by using the Lyapunov method. This control following from

$$V_{com} = V_{eq} + V_{AFSMC}. \quad (34)$$

$V_{AFSMC}$  is obtained by

$$V_{AFSMC} = K_{asmc}(t) V_{Fuzzy}; \quad (35)$$

$$V_{Fuzzy} = \text{sat}(S(x)/\delta). \quad (36)$$

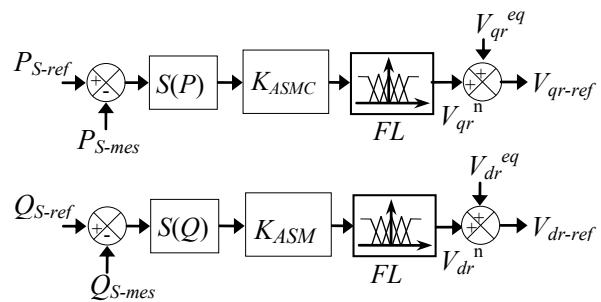


Fig. 7. Block diagram of the Adaptive Fuzzy Sliding Mode Control (AFSMC)

The fuzzy sliding mode controller (FSMC) is a modification of the sliding mode controller, where the switching controller term  $\text{sat}(S(x)/\delta)$ , and  $K_{asmc}(t)$  is obtained by Equation (33), the universes of discourses are first partitioned into the seven linguistic variables NB, NM, NS, EZ, PP, PM, PG, triangular membership functions are chosen to represent the linguistic variables and fuzzy singletons for the outputs are used. The fuzzy rules that produce these control actions are reported in Table 2.

Table 2

Matrix of inference							
E	NB	NM	NS	EZ	PS	PM	PB
NB	NB	NB	NB	NB	NM	NS	EZ
NM	NB	NB	NB	NM	NS	EZ	PS
NS	NB	NB	NM	NS	EZ	PS	PM
EZ	NB	NM	NS	EZ	PS	PM	PB
PS	NM	NS	EZ	PS	PM	PB	PB
PM	NS	EZ	PS	PM	PB	PB	PB
PB	EZ	PS	PM	PB	PB	PB	PB

We use the following designations for membership functions: **NB**: Negative Big, **NS**: Negative Small, **PS**: Positive Small, **PB**: Positive Big, **NM**: Negative Middle, **EZ**: Equal Zero, **PM**: Positive Middle. These choices are described in Fig. 8.

**Simulation results and discussions.** In this section, simulation are realized with a 7.5 KW generator coupled to a 380V/50Hz grid. Parameters of the machine are given in Appendix A. With an aim to evaluate the performances of the three controllers: SMC, ASMC and AFSMC, three



types of tests have been realized: reference tracking, sensitivity to the speed variation and robustness against machine parameter variations.

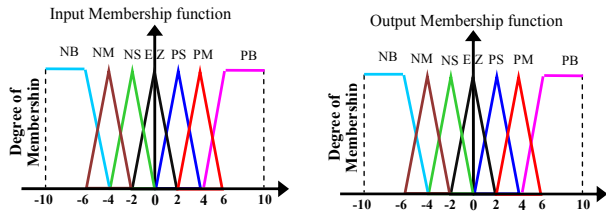


Fig. 8. Fuzzy sets and its memberships functions

**Reference tracking.** This goal of this test is the study of the behavior of the three controllers in reference tracking, while the machine's speed is considered constant and equal to its nominal value. Simulation results are presented in Fig. 9. As it's shown by this Figure, for the

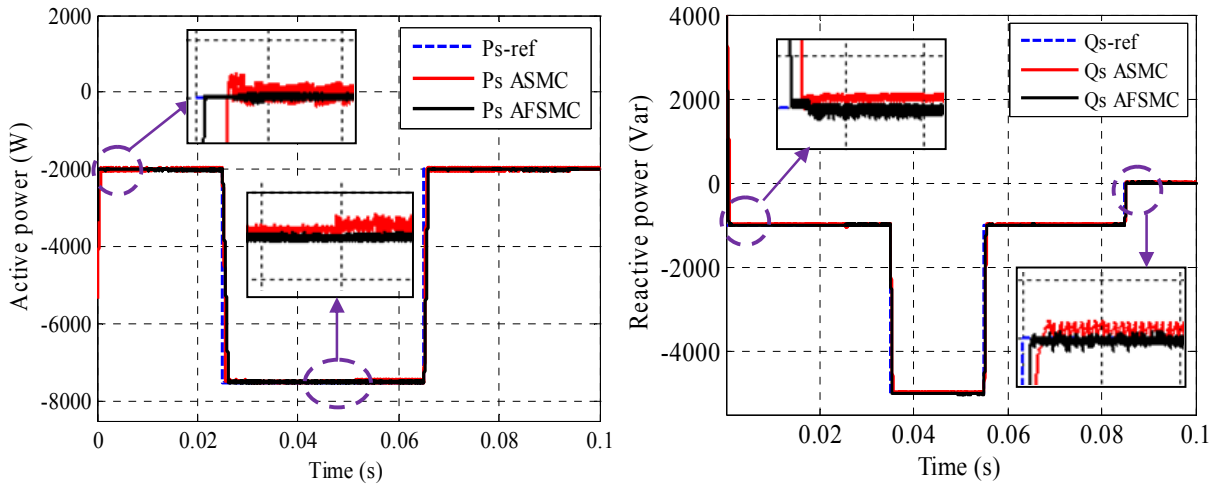


Fig. 9. Reference tracking test

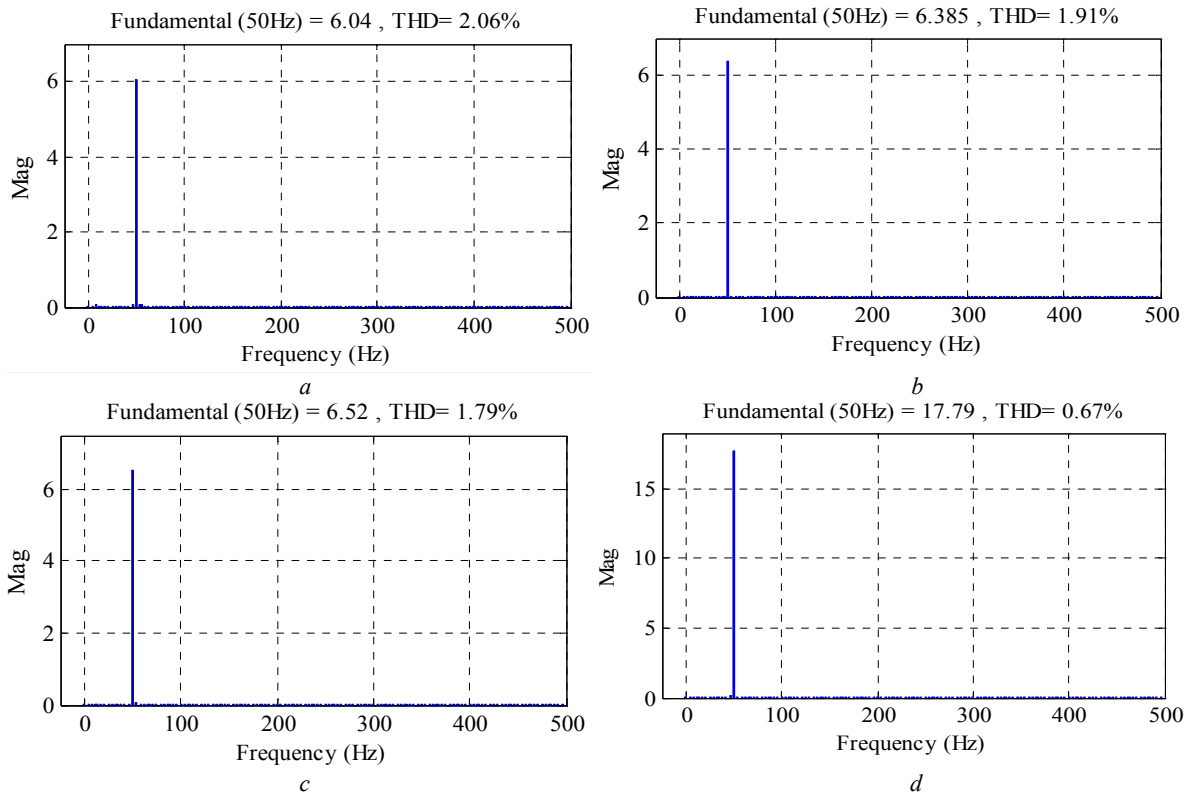


Fig. 10. Spectrum harmonic of one phase stator current for 1) supplied by conventional inverter: SMC (a), ASMC (b), AFSMC (c), 2) supplied by 19-level USAMI: AFSMC (d)

three controllers, the stator active and reactive generated powers tracks almost perfectly their reference and ensures a perfect decoupling between the two axes. Therefore it can be considered that the three types of controllers have a very good performance for this test. On the other hand, Fig. 10 shows the harmonic spectrum of one phase stator current of the DFIG obtained using Fast Fourier Transform (FFT) technique for the three controllers. It can be clear observed that the THD is reduced for AFSMC supplied by 19-level USAMI (THD = 0.67 %) when compared to AFSMC (THD = 1.79 %) and ASMC (THD = 1.91 %) and SMC (THD = 2.06 %) supplied by conventional inverter (i.e. 2-level inverter). Therefore it can be concluded that proposed controller (AFSMC) supplied by 19-level USAMI is the most effective in eliminating chattering phenomenon and to reduce the current harmonics.

**Sensitivity to the speed variation.** The main object of this test is to analyze the influence of a speed variation of the DFIG on reactive and active powers for three controllers. For this objective and at time  $t = 0.04$  s, the speed was varied from 150 rad/s to 170 rad/s as its shown in Fig. 11. Simulation results are shown in Fig. 12.

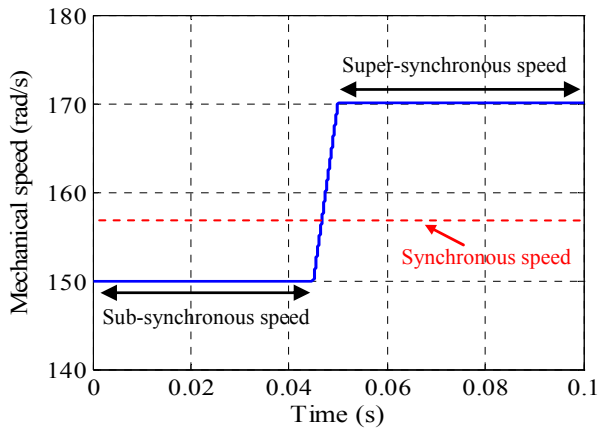


Fig. 11. Mechanical speed profile

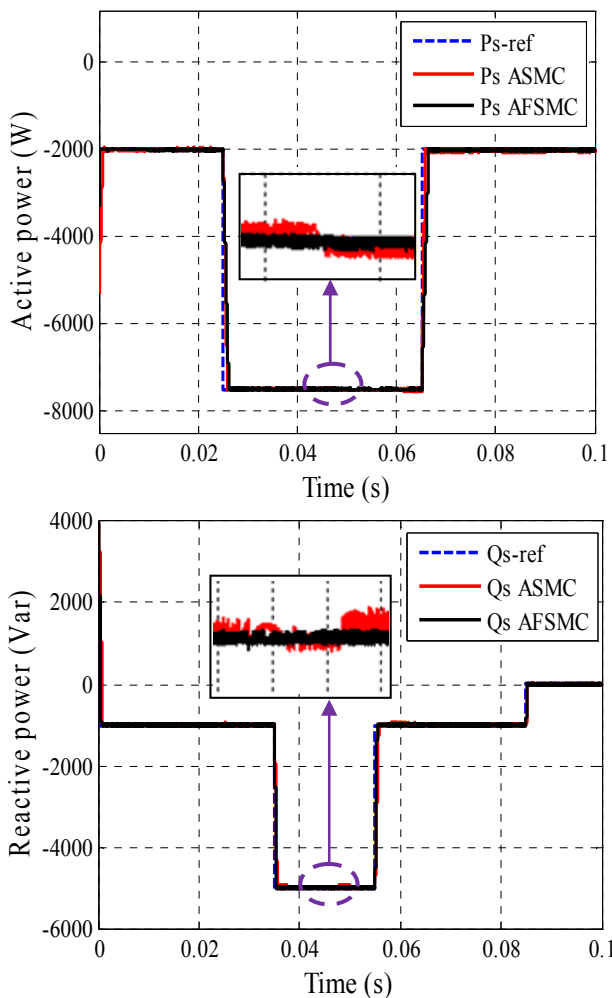


Fig. 12. Sensitivity to the speed variation

This figure express that the speed variation produces a slight effect on the powers curves of the system with ASMC controller, while effect is almost negligible for the system with AFSMC one. It can be noticed that this last has a nearly perfect speed disturbance rejection; indeed only very small power variation can be observed (fewer than 2%). This result

is attractive for wind energy application quality and to ensure stability of the generated power when the speed is varying.

**Robustness tests.** The aim of these tests is to analyze the influence of the DFIG's parameters variation on the controllers' performance. The DFIG is running at its nominal speed. To test the robustness of the used controllers, parameters of the machine have been modified as follows: the values of the rotor and stator resistances are doubled while the values of inductances  $L_s$ ,  $L_r$  and  $M$  are divided by 2. The obtained results are presented in Fig. 13. These results show that parameters variation of the DFIG presents a clear effect on the powers curves (especially in their errors curves) and that the effect appears more significant for ASMC controller than that with AFSMC one. Thus it can be concluded that this last is the most robust among the proposed controllers studied in this work.

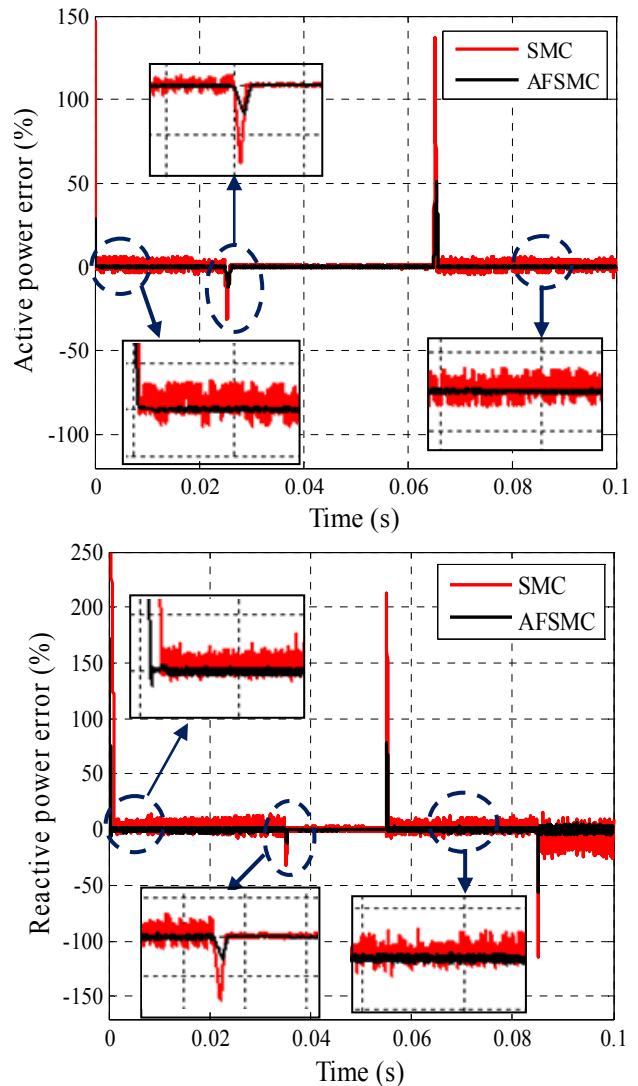


Fig. 13. Effect of machine's parameters variation on the robust control of the DFIG

**Conclusion.** The modeling and the control of a WT conversion system based on a DFIG connected directly to the grid by the stator side and fed by a 19-level inverter USAMI on the rotor side has been presented in this paper. This kind of variable speed systems has several advantages over the traditional WT operating

methods, such as an increase in the energy captured and the reduction of the mechanical stress. Our objective was the implementation of a robust decoupled control system of active and reactive powers generated by the stator side of the DFIG in order to make the system insensitive with the external disturbances, parametric variations and to ensure a better execution of the DFIG. In the first step, we started with a study of modeling on the whole system. In second step, we present a vector control strategy in order to control active and reactive power exchanged between the stator the DFIG and the grid. In third step, three different controllers are synthesized and compared. In term of power reference tracking with the DFIG in ideal conditions, the SMC ensures a perfect decoupling between the two axes comparatively to the other controllers where the coupling effect between them is clear. The phenomenon of «chattering» associated with the control by sliding mode has a major drawback because it can excite the dynamics of high frequency control which makes it undesirable. In order to eliminate the chattering, we propose to use the AFSMC. Basing on all these results we conclude that robust control method as AFSMC can be a very attractive solution for devices using DFIG such as wind energy conversion systems and establish its suitability for the system drive.

#### Appendix A

Machine parameters

Parameters	Value	IS-Unit
Nominal power	7.5	kW
Turbine radius	35.5	m
Gearbox gain	90	
Stator voltage	398	V
Stator frequency	50	Hz
Number of pairs poles	2	
Nominal speed	150	rad/s
Rotor resistance	0.62	$\Omega$
Stator inductance	0.084	H
Rotor inductance	0.081	H
Mutual inductance	0.078	H
Inertia	0.01	Kg·m <sup>2</sup>

Table 3

#### Appendix B

List of symbols

Symbol	Significance
$V_{ds}, V_{qs}, V_{dr}, V_{qr}$	Two-phase stator and rotor voltages
$\Psi_{qs}, \Psi_{ds}, \Psi_{qr}, \Psi_{dr}$	Two-phase stator and rotor fluxes
$I_{ds}, I_{qs}, I_{dr}, I_{qr}$	Two-phase stator and rotor currents
$R_s, R_r$	Per phase stator and rotor resistances
$L_s, L_r$	Per phase stator and rotor inductances
$M$	Mutual inductance
$p$	Number of pole pairs
$s$	Laplace operator
$\omega_s, \omega_r$	Stator and rotor currents frequencies (rad/s)
$\omega$	Mechanical rotor frequency (rad/s)
$P_s, Q_s$	Active and reactive stator power
$J$	Inertia
$f$	Coefficient of viscous frictions
$C_r$	Load torque
$C_{em}$	Electromagnetic torque

Table 4

#### REFERENCES

1. Ellabban O., Abu-Rub H., Blaabjerg F. Renewable energy resources: Current status, future prospects and their enabling technology. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2014, vol.39, pp. 748-764. doi: 10.1016/j.rser.2014.07.113.
2. de Bessa I.V., Palhares R.M., D'Angelo M.F.S.V., Chaves Filho J.E. Data-driven fault detection and isolation scheme for a wind turbine benchmark. *Renewable Energy*, 2016, vol.87, pp. 634-645. doi: 10.1016/j.renene.2015.10.061.
3. GWEC: *Global Wind Energy Outlook 2014*. Available at: [http://www.gwec.net/wp-content/uploads/2014/10/GWEO2014\\_WEB.pdf](http://www.gwec.net/wp-content/uploads/2014/10/GWEO2014_WEB.pdf) (accessed 02 May 2017).
4. *World Wind Energy Market Update*, Navigant Research, 2015. Available at: <http://www.provedor.nuca.ie.ufrj.br/estudos/navigant1.pdf> (accessed 15 October 2016).
5. Cardenas R., Pena R., Alepuz S., Asher G. Overview of Control Systems for the Operation of DFIGs in Wind Energy Applications, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2013, vol.60, no.7, pp. 2776-2798. doi: 10.1109/tie.2013.2243372.
6. Tazil M., Kumar V., Bansal R.C., Kong S., Dong Z.Y., Freitas W. Three-phase doubly fed induction generators: an overview. *IET Electric Power Applications*, 2010, vol.4, no.2, p. 75. doi: 10.1049/iet-epa.2009.0071.
7. Marques G.D., Sousa D.M. Air-Gap-Power-Vector-Based Sensorless Method for DFIG Control Without Flux Estimator. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2011, vol.58, no.10, pp. 4717-4726. doi: 10.1109/tie.2011.2107716.
8. Kamh M.Z., Irvani R. Three-Phase Steady-State Model of Type-3 Wind Generation Unit – Part I: Mathematical Models. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 2011, vol.2, no.4, pp. 477-486. doi: 10.1109/tste.2011.2156821.
9. Jadhav H.T., Roy R. A comprehensive review on the grid integration of doubly fed induction generator. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2013, vol.49, pp. 8-18. doi: 10.1016/j.ijepes.2012.11.020.
10. Boudjema Z., Taleb R., Yahdou A., Bouyekni A. Fuzzy second order sliding mode control of a doubly-fed induction machine supplied by two matrix converters. *Journal of Electrical Engineering*, 2015, vol.15, no.3, pp. 308-317.
11. Rahimi M. Drive train dynamics assessment and speed controller design in variable speed wind turbines. *Renewable Energy*, 2016, vol.89, pp. 716-729. doi: 10.1016/j.renene.2015.12.040.
12. Talha A., Berkouk El Madjid, Francois B., Boucherit M.S. Modeling and Control of a Power Electronic Cascade for the Multi DC Bus Supply of a Seven-Level NPC Voltage Source Inverter. *2006 12th International Power Electronics and Motion Control Conference*, Aug. 2006. doi: 10.1109/epemc.2006.4778399.
13. Rodriguez J., Bernet S., Steimer P.K., Lizama I.E. A Survey on Neutral-Point-Clamped Inverters. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010, vol.57, no.7, pp. 2219-2230. doi: 10.1109/tie.2009.2032430.
14. Huang Jing, Corzine K.A. Extended operation of flying capacitor multilevel inverters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2006, vol.21, no.1, pp. 140-147. doi: 10.1109/tpel.2005.861108.
15. Babaei E. A Cascade Multilevel Converter Topology With Reduced Number of Switches. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2008, vol.23, no.6, pp. 2657-2664. doi: 10.1109/tpel.2008.2005192.
16. Kouro S., Malinowski M., Gopakumar K., Pou J., Franquelo L.G., Bin Wu, Rodriguez J., Pérez M.A., Leon J.I. Recent Advances and Industrial Applications of Multilevel Converters. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2010, vol.57, no.8, pp. 2553-2580. doi: 10.1109/tie.2010.2049719.



17. Tolbert L.M., Fang Zheng Peng, Habetler T.G. Multilevel converters for large electric drives. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1999, vol.35, no.1, pp. 36-44. doi: **10.1109/28.740843**.
18. Rodriguez J., Franquelo L.G., Kouro S., Leon J.I., Portillo R.C., Prats M.A.M., Perez M.A. Multilevel Converters: An Enabling Technology for High-Power Applications. *Proceedings of the IEEE*, 2009 vol.97, no.11, pp. 1786-1817. doi: **10.1109/jproc.2009.2030235**.
19. Song-Manguelle J., Mariethoz S., Veenstra M., Rufer A.A. Generalized Design Principle of a Uniform Step Asymmetrical Multilevel Converter for High Power Conversion. *European Conference on Power Electronics and Applications, EPE'01*, Graz, Austria, August 2001.
20. 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**.
21. Boudjema Z., Taleb R., Yahdou A. A New DTC Scheme using Second Order Sliding Mode and Fuzzy Logic of a DFIG for Wind Turbine System. *International Journal of Advanced Computer Science and Applications*, 2016, vol.7, no.8. doi: **10.14569/ijacsa.2016.070808**.
22. Li L.-B., Sun L.-L., Zhang S.-Z., Yang Q.-Q. Speed tracking and synchronization of multiple motors using ring coupling control and adaptive sliding mode control. *ISA Transactions*, 2015, vol.58, pp. 635-649. doi: **10.1016/j.isatra.2015.07.010**.
23. Chen H., Ding K., Zhou X., Fu K., Qu Y. A novel adaptive sliding mode control of PWM rectifier under unbalanced grid voltage conditions based on direct power control. *Proceedings of the 33rd Chinese Control Conference*, Jul. 2014. doi: **10.1109/chicc.2014.6896603**.
24. Sahoo S.R., Brisilla R.M., Sankaranarayanan V. Disturbance observer based adaptive sliding mode control: An application to single machine infinite bus power system. *2015 IEEE International Conference on Signal Processing, Informatics, Communication and Energy Systems (SPICES)*, Feb. 2015. doi: **10.1109/spices.2015.7091544**.
25. Lee D., Vukovich G. Adaptive sliding mode control for spacecraft body-fixed hovering in the proximity of an asteroid. *Aerospace Science and Technology*, 2015, vol.46, pp. 471-483. doi: **10.1016/j.ast.2015.09.001**.
26. Shahriari kakheshi M., Sheikholeslam F., Zekri M. Design of adaptive fuzzy wavelet neural sliding mode controller for uncertain nonlinear systems. *ISA Transactions*, 2013, vol.52, no.3, pp. 342-350. doi: **10.1016/j.isatra.2013.01.004**.
27. Do H.T., Park H.G., Ahn K.K. Application of an adaptive fuzzy sliding mode controller in velocity control of a secondary controlled hydrostatic transmission system. *Mechatronics*, 2014, vol.24, no.8, pp. 1157-1165. doi: **10.1016/j.mechatronics.2014.09.003**.
28. Khazaei M., Markazi A.H.D., Omidi E. Adaptive fuzzy predictive sliding control of uncertain nonlinear systems with bound-known input delay. *ISA Transactions*, 2015, vol.59, pp. 314-324. doi: **10.1016/j.isatra.2015.10.010**.
29. Mirzaei M., Nia F.S., Mohammadi H. Applying adaptive fuzzy sliding mode control to an underactuated system. *The 2nd International Conference on Control, Instrumentation and Automation*, Dec. 2011. doi: **10.1109/icciautom.2011.6356736**.
30. Zou Y., Elbuluk M.E., Sozer Y. Stability Analysis of Maximum Power Point Tracking (MPPT) Method in Wind Power Systems. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2013, vol.49, no.3, pp. 1129-1136. doi: **10.1109/tia.2013.2251854**.
31. Taleb R., Derrouazin A. USAMI Control with a Higher Order Harmonics Elimination Strategy based on the Resultant Theory. *International Conference on Technologies and Materials for Renewable Energy, Environment and Sustainability, TMREES'14*, Beirut, Lebanon, 10-13 April 2014.
32. Bouchafaa F. *Etude et commande de différentes cascades à onduler à neuf niveaux à structure NPC*. Application à la conduite d'une MSAP, Ph.D. thesis, ENP, Algiers, Algeria, 2008. (Fra).
33. Abdin E.S., Xu W. Control design and dynamic performance analysis of a wind turbine-induction generator unit. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2000, vol.15, no.1, pp. 91-96. doi: **10.1109/60.849122**.
34. Huang Y.-J., Kuo T.-C., Chang S.-H. Adaptive Sliding-Mode Control for Nonlinear Systems With Uncertain Parameters. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, Part B (Cybernetics)*, 2008, vol.38, no.2, pp. 534-539. doi: **10.1109/tsmcb.2007.910740**.

Received 02.02.2018

Mohamed Benkahla<sup>1</sup>,  
Rachid Taleb<sup>1</sup>, Associate Professor,  
Zinelaabidine Boudjema<sup>1</sup>, Associate Professor,  
<sup>1</sup>Electrical Engineering Department,  
Hassiba Benbouali University, LGEER Laboratory,  
Chlef, Algeria.  
e-mail: med89.benkahla@gmail.com

Ю.В. Ковальова

## КОМП'ЮТЕРНЕ МОДЕЛЮВАННЯ РЕЖИМУ ПЕРЕРИВИСТИХ СТРУМІВ ЕЛЕКТРОПРИВОДУ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ З ТРИФАЗНИМ КЕРОВАНИМ ВИПРЯМЛЯЧЕМ

*Режим переривистого струму вентильних електроприводів постійного струму з'являється в інтервалах неробочого ходу механізмів. Розрахунок ємності конденсаторів фільтру виконується через діюче значення змінної складової випрямленої напруги і тому виникає завдання розробки аналітичної методики для її розрахунку через коефіцієнт пульсацій напруги з урахуванням кута керування, електромагнітної сталої часу якоря і струму навантаження. Вираз для розрахунку коефіцієнта пульсацій напруги з урахуванням впливаючих факторів, отриманий методом планування експерименту на основі комп'ютерного моделювання в програмному пакеті Simulink, дозволяє визначити ємність конденсаторів фільтрів і підвищити ефективність електромеханічного перетворення електроенергії за рахунок зниження змінної складової випрямленої напруги.* Бібл. 6, табл. 7, рис. 5.

*Ключові слова:* тиристорний випрямляч, пульсації напруги, кут керування, переривистий струм.

*Режим прерывистого тока вентильных электроприводов постоянного тока появляется в интервалах холостого хода механизмов. Расчет емкости конденсаторов фильтра выполняется через действующее значение переменной составляющей выпрямленного напряжения и поэтому возникает задача разработки методики для ее расчета через коэффициент пульсации напряжения с учетом угла управления, электромагнитной постоянной времени цепи якоря и тока нагрузки. Выражение для расчета коэффициента пульсации напряжения с учетом влияющих факторов, полученное методом планирования эксперимента на основе компьютерного моделирования в программном пакете Simulink, позволяет определить емкость конденсаторов фильтра и повысить эффективность электромеханического преобразования электроэнергии за счет снижения переменной составляющей.* Библ. 6, табл. 7, рис. 5.

*Ключевые слова:* тиристорный выпрямитель, пульсации напряжения, угол управления, прерывистый ток.

**Актуальність теми.** В сучасних регульованих електроприводах постійного струму широко використовуються напівпровідникові (транзисторні, тиристорні) керовані випрямлячі.

В ведених мережею тиристорних випрямлячах, які зараз продовжують серійно вироблятися в Україні, мають місце режими переривистих струмів при неробочому ході двигуна. Переривисті струми зменшують коефіцієнт корисної дії двигуна, оскільки змінна складова струму не створює механічного моменту на валу.

Для згладжування випрямленої напруги використовують фільтри: активні або резонансні, які в своїй схемі мають конденсатор [1-4]. Для резонансних фільтрів ємність конденсатора визначається за умовою рівності енергій реактора і конденсатора

$$C = L \cdot \sum I_k^2 / \sum U_k^2, \quad (1)$$

де  $L$  – індуктивність реактора;  $I_k$ ,  $U_k$  – діючі значення гармонічних складових струму і напруги.

З (1) випливає необхідність визначення діючого значення змінних складових випрямленої напруги, у тому числі, для режиму переривистих струмів.

**Аналіз публікацій.** Для визначення діючого значення змінних складових випрямленої напруги в режимі переривистих струмів необхідно вибрати узагальнюючий параметр, який не залежить від потужності двигуна. Таким параметром являється коефіцієнт пульсацій напруги  $K_{pU}$  [1-4]

$$K_{pU} = \sqrt{\sum U_k^2} / U_{d0} = \sqrt{U_{dD}^2 - U_{d0}^2} / U_{d0}, \quad (2)$$

де  $U_{d0}$  – середнє значення (постійна складова) випрямленої напруги,  $U_{dD}$  – діюче значення випрямленої напруги.

Тоді діюче значення змінних складових випрямленої напруги дорівнює

$$\sqrt{\sum U_k^2} = K_{pU} \cdot U_{d0}. \quad (3)$$

У відомій літературі, наприклад в [4], пропонується графоаналітичний метод визначення коефіцієнта пульсацій напруги для двигунів постійного струму лише для випадку його роботи з номінальним навантаженням та номінальною швидкістю. Але цей метод, з одного боку, досить незручний та громіздкий, а з іншого – створює певну похибку при розрахунках, оскільки, як правило, двигуни постійного струму працюють з навантаженням і швидкістю меншими від номінальних. Виходячи з цього, необхідно розробити більш зручний і більш точний метод визначення коефіцієнта пульсацій напруги для середніх значень навантаження і швидкості, якщо в процесі роботи останні змінюються в певному діапазоні. Сучасним підходом з визначення коефіцієнта пульсацій є метод комп'ютерного моделювання, але цей метод у відомих літературних джерелах досліджений недостатньо.

**Мета роботи** – методами комп'ютерного моделювання визначити залежність коефіцієнта пульсацій вихідної напруги трифазного керованого випрямляча в режимі переривистих струмів від кута керування і параметрів навантаження та розробити аналітичну методіку його розрахунку.

**Результати досліджень.** Складний характер залежності коефіцієнта пульсацій напруги від параметрів режиму виключає можливість її отримання в аналітичному вигляді. Тому цю залежність необхідно визначити експериментально з подальшою апроксимацією аналітичним поліномом методом планування експерименту. Оскільки двигуни постійного струму відносяться до класу детермінованих систем, то раціонально проводити комп'ютерний експеримент. Комп'ютерна модель трифазного керованого випрям-

© Ю.В. Ковальова

ляча (на прикладі тиристорного випрямляча) з двигуном постійного струму в програмному пакеті Simulink [5] представлена на рис. 1. Модель складається з наступних елементів: трифазна система напруг виконана на однофазних джерелах змінної напруги, трифазний тиристорний випрямляч з системою імпульсно-фазового керування, амперметри, вольтметри, блоки розрахунку постійних (середніх) складових та діючих

значень напруги і струму, дисплей та осцилограф. Постійна складова випрямленої напруги визначається блоком «Magnitude signal», а діюче значення – блоками «signal rms». Модель двигуна постійного струму представлена електрорушійною силою (ЕРС) якоря  $E_a$ , активним опором  $R_a$  та індуктивністю якоря  $L_a$ . ЕРС якоря представлена джерелом постійної напруги.

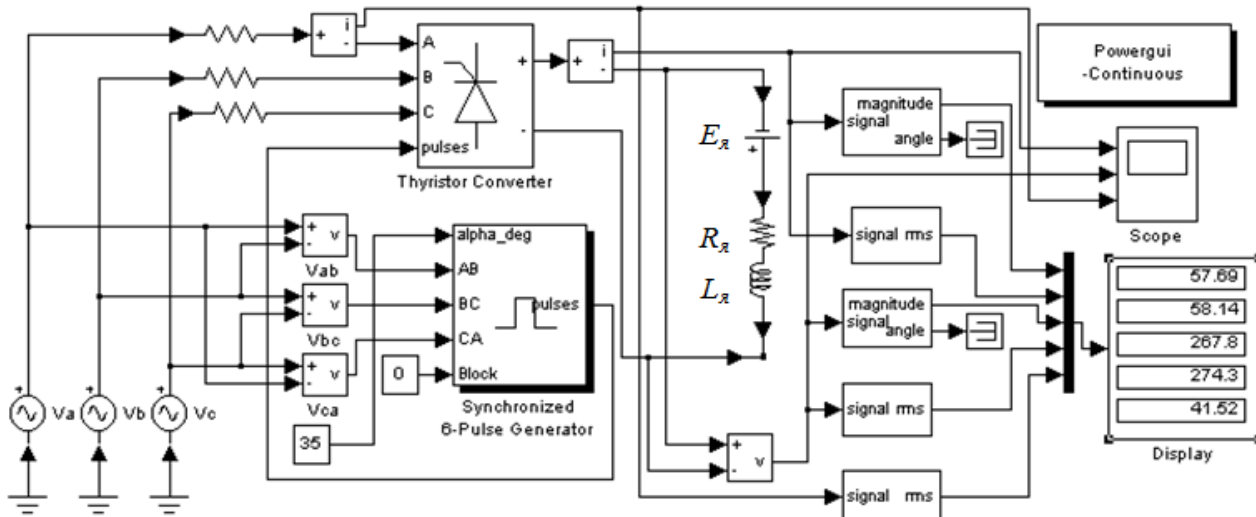


Рис. 1. Simulink-модель електроприводу постійного струму з тиристорним випрямлячем

Величина ЕРС якоря задається блоком  $E_a$  зі знаком «мінус», оскільки на схемі підключена не зустрічно напрузі випрямляча, що спричинено особливістю включення блоків в програмному пакеті Simulink. На рис. 2 показані отримані на моделі осцилограми напруги і струму обмотки якоря.

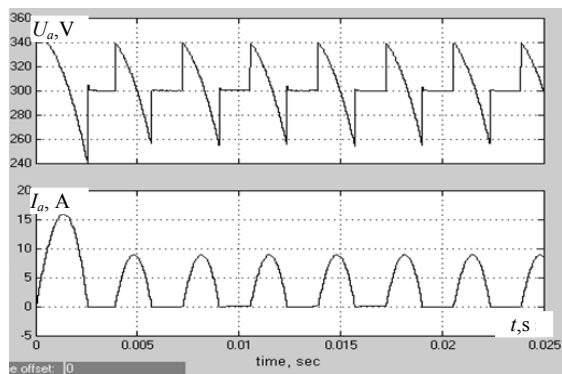


Рис. 2. Розрахункові осцилограми напруги і струму обмотки якоря

Згідно методу планування експерименту комп'ютерний експеримент проводимо наступним чином. Визначаємо залежності коефіцієнта пульсацій напруги окремо від кожного з впливаючих факторів (кут керування тиристорами, електромагнітна стала часу кола якоря та навантаження на валу двигуна) при стабілізації двох інших. Стабілізація постійної складової струму реалізується шляхом регулювання швидкості двигуна через відповідне регулювання ЕРС якоря методом ітерацій, тобто, послідовного наближення величини ЕРС до необхідної величини струму. Проведемо розрахунки коефіцієнта пульсацій напруги в режимі переривистих струмів для двигуна 4ПФ180М з такими параметрами  $P=45$  кВт,  $U=440$  В,  $n=1060$  об/хв,

$I_{nom}=115$  А,  $R_a=50$  мОм,  $L_a=4$  мГн,  $T_a=0,08$  с. Результати експериментів наведені в табл. 1-3.

Таблиця 1  
Розрахунок залежності коефіцієнта пульсацій напруги від кута керування при  $I_0 = \text{const} = 3,46$  А,  $T_a = \text{const} = 0,08$  с

$\alpha$ , град	80	110	140
$U_{d0}$ , В	318,9	304,2	280,8
$U_{dD}$ , В	319,7	305,4	282,3
$\sqrt{\sum U_k^2}$ , В	22,6	27,05	29,06
$K_{pU}$	0,07	0,09	0,1

Таблиця 2  
Розрахунок залежності коефіцієнта пульсацій напруги від сталої часу при  $I_0 = \text{const} = 3,46$  А,  $\alpha = \text{const} = 110$  град

$T_a$ , с	0,06	0,08	0,1
$U_{d0}$ , В	308,7	304,2	300,2
$U_{dD}$ , В	309,4	305,3	301,6
$\sqrt{\sum U_k^2}$ , В	20,8	25,89	29,03
$K_{pU}$	0,07	0,09	0,1

Таблиця 3  
Розрахунок залежності коефіцієнта пульсацій напруги від навантаження при  $\alpha = \text{const} = 110$  град,  $T_a = \text{const} = 0,08$  с

$E_a$ , В	319,5	304	293,6
$U_{d0}$ , В	319,6	304,2	293,9
$U_{dD}$ , В	319,8	305,3	296
$\sqrt{\sum U_k^2}$ , В	11,31	25,89	35,2
$K_{pU}$	0,04	0,08	0,12

За результатами досліджень побудовані відповідні графіки залежностей коефіцієнта пульсацій напруги від кута керування, електромагнітної сталої часу кола якоря і струму навантаження, які показані на рис. 3-5.



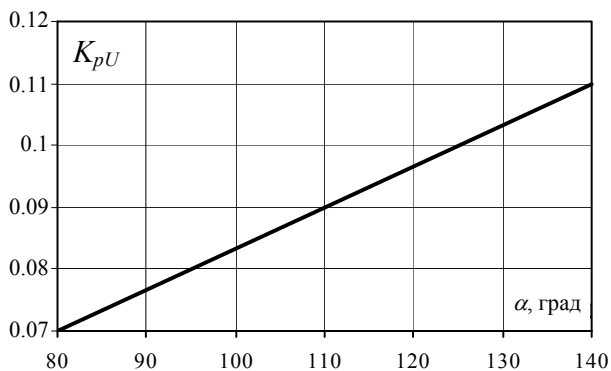


Рис. 3. Графік залежності коефіцієнта пульсацій напруги від кута керування

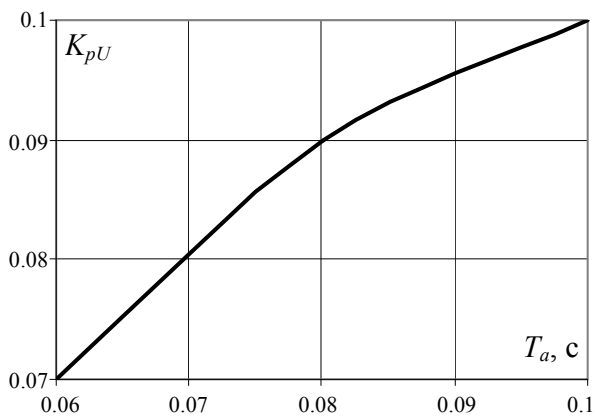


Рис. 4. Графік залежності коефіцієнта пульсацій напруги від електромагнітної сталої часу кола якоря

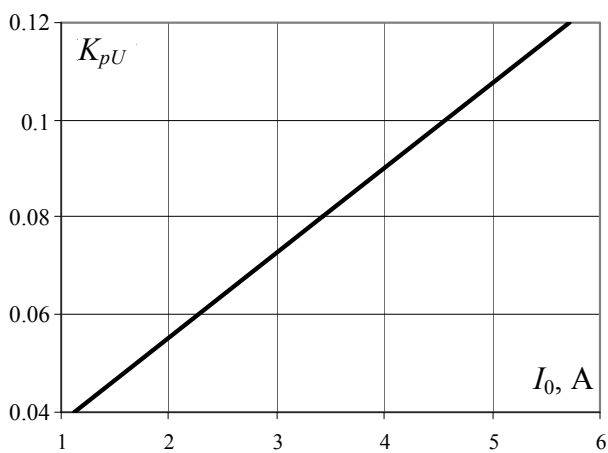


Рис. 5. Графік залежності коефіцієнта пульсацій напруги від струму навантаження

Для апроксимації залежності коефіцієнта пульсацій напруги від трьох впливаючих факторів застосуємо метод планування експерименту. Згідно методики [6] шукаємо поліном для розрахунку коефіцієнта пульсацій напруги у вигляді:

$$K_{pU} = b_0 + b_1\alpha + b_2T_a + b_3I_0^* + b_{12}\alpha T_a + b_{13}\alpha I_0^* + b_{23}T_a I_0^* + b_{123}\alpha T_a I_0^*, \quad (4)$$

де  $I_0^* = I_0/I_{nom}$  – відносне значення постійної складової струму.

Значення факторів при повному експерименті, їх кодування та варіації наведені в табл. 4.

Таблиця 4  
Величини факторів при повному факторному експерименті, їх кодування та варіації

$\alpha$ , град	80	110	140
$T_a$ , с	0,06	0,08	0,1
$L$ , Гн	0,003	0,004	0,005
$I_0^*$	0,01	0,03	0,05
$I$ , А	1,15	3,45	5,75
Код факторів	-	0	+

Результати експерименту наведені в табл. 5.

Таблиця 5

Результати повного факторного експерименту

№	$E$ , В	$U_{a0}$ , В	$U_{ad}$ , В	$\sqrt{\sum U_k^2}$ , В	$K_{pU}$
1	388	332,9	335	37,451	0,112
2	285	302,8	309,1	62,088	0,205
3	367	328,9	333,1	52,729	0,16
4	260	296,3	300,5	50,066	0,169
5	324,5	315,5	316,6	26,369	0,084
6	213	275,5	277,5	33,257	0,121
7	303,6	306,3	308,4	35,929	0,117
8	186,1	262,6	266,3	44,237	0,168
9	304,4	304,6	308,1	46,308	0,152

В результаті розрахунків коефіцієнтів полінома (4) отримана формула коефіцієнта пульсацій

$$K_{pU} = 0,142 + 0,024\alpha + 0,012T_a - 0,02I_0^* - 0,009\alpha T_a - 0,002\alpha I_0^* + 0,009T_a I_0^* + 0,012\alpha T_a I_0^*. \quad (5)$$

Визначимо похибку розрахункових значень коефіцієнта пульсацій напруги за формулою (5) відносно отриманих на моделі. Результати розрахунків похибки зведені в табл. 6.

Таблиця 6

Результати розрахунку відносної похибки

№ досліду	Точні значення	Розрахункові значення	Відносна похибка, %
1	0,112	0,16	-43
2	0,205	0,19	7
3	0,16	0,16	0
4	0,169	0,19	-12
5	0,084	0,16	-9
6	0,121	0,19	-57
7	0,117	0,16	-37
8	0,168	0,19	-13

Для розрахунку діючого значення пульсацій напруги треба задаватися відносними значеннями середньої швидкості і постійної складової напруги якоря  $\omega_a^* = U_0^* = \omega_a/\omega_{nom} = U_0/U_{nom}^*$ , які залежать від кута керування тиристорів. Залежність відносного значення постійної складової напруги якоря від кута керування, отримана на моделі і показана в табл. 7.

В результаті апроксимації регульовальної характеристики методом найменших квадратів [6] за даними табл. 7 отримуємо формули відносного значення постійної складової напруги та кута керування  $U_{a0}^* = 0,831 - 0,077\alpha$ ,  $\alpha = (0,831 - U_{a0}^*)/0,077$ , де  $\alpha$  – кут керування в радіанах.

Таблиця 7

Залежність відносного значення постійної складової напруги якоря від кута керування

Кут керування тиристорів, град	Відносне значення напруги якоря, $U_{a0}^*$
80	0,86
110	0,65
140	0,23

Таким чином, методика визначення діючого значення змінних складових напруги полягає у наступному:

1. Задаємо швидкість  $\omega_a^*$ , розраховуємо  $U_{a0}^*$  і  $\alpha$ ;
2. Задаємо момент навантаження і визначаємо відносне значення постійної складової струму  $I_0^* = M_a / M_{ном}$ ;
3. Визначаємо коефіцієнт пульсацій напруги за формулою (5);
4. Визначаємо діюче значення змінної складової напруги за формулою (3).

#### Висновки.

На основі комп'ютерного моделювання розроблена аналітична методика розрахунку коефіцієнта пульсацій та діючого значення змінної складової випрямленої напруги в режимі переривистих струмів.

Запропонована методика дозволить раціонально визначити ємності конденсаторів фільтрів і підвищити ефективність електромеханічного перетворення електроенергії за рахунок зменшення змінної складової випрямленої напруги.

#### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Afonso J., Couto C., Martins J. Active filters with control based on p-q theory // IEEE Industrial Electronics Society Newsletter. – 2000. – vol.47. – no.3. – pp. 5-10.
2. Soares V., Verdelho P., Marques G.D. An instantaneous active and reactive current component method for active filters // IEEE Transactions on Power Electronics. – 2000. – vol.15. – no.4. – pp. 660-669. doi: 10.1109/63.849036.
3. Kovalova Y.V. Determination of the ripple factor of the voltage of single-phase thyristor rectifier // Світлотехніка та електроенергетика. – 2016. – №3. – С. 4-7.
4. Сенько В.І. Силовая электроника. – Київ: ІЗМН, 1999. – 214 с.
5. Герман-Галкин С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0. – Санкт-Петербург: КОРОНА принт, 2007. – 320 с.
6. Методы исследований и организация экспериментов / под ред. проф. К.П. Власова – Харьков: Издательство «Гуманитарный центр», 2002. – 256 с.

#### REFERENCES

1. Afonso J., Couto C., Martins J. Active filters with control based on p-q theory. *IEEE Industrial Electronics Society Newsletter*, 2000, vol.47, no.3, pp. 5-10.
2. Soares V., Verdelho P., Marques G.D. An instantaneous active and reactive current component method for active filters. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2000, vol.15. no.4, pp. 660-669. doi: 10.1109/63.849036.
3. Kovalova Y.V. Determination of the ripple factor of the voltage of single-phase three sided rectifier. *Lighting engineering and power engineering*, 2016, no.3, pp. 4-7.

4. Sen'ko V.I. *Sylova elektronika* [Power electronics]. Kiev, IZMN Publ., 1999. 214 p. (Ukr).
5. German-Galkin S.G. *Komp'uternoe modelirovanie poluprovodnikovyx sistem v MATLAB 6.0* [Computer model of the semiconductor systems in MATLAB 6.0]. Saint Petersburg, CORONA Publ., 2007. 320 p. (Rus).
6. Vlasov K.P. *Metody issledovaniy i organizatsiia eksperimentov* [The method of investigation and organization experiments]. Kharkiv, Gumanitarnyi Center Publ., 2002. 256 p. (Rus).

Надійшла (received) 04.04.2018

Ковальова Юлія Вікторівна, к.т.н., ст. викладач,  
Харківський національний університет  
міського господарства ім. О.М. Бекетова,  
61002, Харків, вул. Маршала Бажанова, 17,  
тел/phone +380 66 9797302, e-mail: kovalova.jv@gmail.com

Y.V. Kovalova

O.M. Beketov National University of Urban Economy in  
Kharkiv,  
17, Marshal Bazhanov Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

#### Computer simulation of intermittent current mode of DC electric drive with three-phase controlled rectifier.

**Introduction.** The mode of intermittent current for DC motor with three-phase thyristor rectifier appears in the idle intervals of some mechanisms. Active and passive filters reduce the variable component of the rectified voltage. The capacitance of the capacitors filter is determined by the effective value of the variable component of the rectified voltage. **Problem.** Necessity of developing an analytical method for calculating the effective value of the variable component of the rectified voltage in the intermittent current mode, taking into account three parameters: the control angle, the electromagnetic time constant of the armature circuit and the load current. **Purpose.** To determine the dependence of the effective value of the variable component of the rectified voltage for three parameters in the intermittent current mode. **Methodology.** The effective value of the variable component of the rectified voltage is suggested to be determined through the voltage pulsations factor as the ratio of the effective value of the variable component of the rectified voltage to its constant component. The dependence of the pulsations factor from the parameters of the mode is determined using computer simulation of the mode for intermittent current. **Results.** The computer model is developed in the software package Simulink, which allows to change each parameter of the mode separately while stabilizing the other two. Numerical dependences of the pulsation factor on each parameter are obtained. The analytical dependence of the voltage pulsations factor on three influencing values was obtained by the method of experiment planning. **Originality.** For the first time, method has been developed for calculating pulsation factor of the rectified voltage and calculating the effective value of the variable component in the mode of intermittent currents, taking into account three parameters. **Practical value.** The proposed method will allow to rationally determine the capacity of the capacitors of active and passive filters and increase the efficiency of electromechanical power conversion by reducing the variable component of the rectified voltage. References 6, tables 7, figures 5.

**Key words:** thyristor rectifier, voltage pulsations, angle of control, intermittent current.

В.В. Панченко, А.С. Маслий, Д.П. Помазан, С.Г. Бураковский

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФАКТОРОВ ПУЛЬСАЦИЙ СИСТЕМЫ ПОДАВЛЕНИЯ МЕШАЮЩИХ ГАРМОНИК ПОЛУПРОВОДНИКОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

*Мета.* Метою статті є визначення факторів пульсацій замкнутої системи автоматичного регулювання (САР) заважаючих гармонік, що містить напівпровідниковий перетворювач з двосторонньою широтно-імпульсною модуляцією (ШИМ), а також підтвердження теоретичних передумов про можливість самокомпенсації дії факторів пульсацій в системі з двосторонньою ШИМ. *Методика.* Для проведення роботи використовувалися: класична теорія електричних кіл, методи гармонійного аналізу і теорія узагальнених функцій. *Результати.* Отримані вирази, що математично зв'язують фактори пульсацій, значення коефіцієнтів демпфування і регульованого параметра для різних частот заважаючих гармонік в системі з двосторонньою ШИМ. *Наукова новизна.* Експериментально підтверджені теоретичні передумови про самокомпенсацію дії факторів пульсацій в системі з двосторонньою ШИМ; *Практичне значення.* Використання результатів роботи дозволить створити замкнуту САР для ефективного придушення заважаючих гармонік в контактній мережі постійного струму. Бібл. 9, рис. 5.

*Ключові слова:* фактор пульсацій, заважаюча гармоніка, система автоматичного регулювання, двостороння широтно-імпульсна модуляція, напівпровідниковий перетворювач.

*Цель.* Целью статьи является определение факторов пульсаций замкнутой системы автоматического регулирования (САР) мешающих гармоник, содержащей полупроводниковый преобразователь с двухсторонней широтно-импульсной модуляцией (ШИМ), а также подтверждение теоретических предпосылок о возможности самокомпенсации действия факторов пульсаций в системе с двухсторонней ШИМ. *Методика.* Для проведения работы использовались: классическая теория электрических цепей, методы гармонического анализа и теория обобщенных функций. *Результаты.* Получены выражения, математически связывающие факторы пульсаций, значения коэффициентов демпфирования и регулируемого параметра для разных частот мешающих гармоник в системе с двухсторонней ШИМ. *Научная новизна.* Экспериментально подтверждены теоретические предпосылки о самокомпенсации действия факторов пульсаций в системе с двухсторонней ШИМ; *Практическое значение.* Использование результатов работы позволит создать замкнутую САР для эффективного подавления мешающих гармоник в контактной сети постоянного тока. Библ. 9, рис. 5.

*Ключевые слова:* фактор пульсаций, мешающая гармоника, система автоматического регулирования, двухсторонняя широтно-импульсная модуляция, полупроводниковый преобразователь.

**Постановка проблеми.** Основними недостатками полупроводниковых преобразователей с повышенной пульсностью являются:

- невозможность создания преобразователя с абсолютно симметричными плечами, что приводит к генерации гармоник, снижению качества электрической энергии на выходе тяговой подстанции и ухудшению электромагнитной совместимости выпрямителя с тяговой сетью. В работах [1, 2] нерешенными остаются вопросы симметрирования полупроводниковых преобразователей;

- постоянное присутствие в выходном напряжении неканонических гармоник, к которым критичны устройства сигнализации, централизации и блокировки (СЦБ) и которые не зависят от пульсности выпрямителя, из-за практической невозможности создания целочисленного соотношения витков обмоток трансформатора большой мощности, питающих мосты выпрямителя. При этом, в работах [3, 4] не рассматривается возможность применения активной фильтрации гармоник выходного напряжения полупроводникового преобразователя.

Кроме того, причиной возникновения мешающих гармоник является дискретный характер преобразования выпрямительной установкой электрической энергии переменного тока и воздействие собственной несимметрии выпрямителя и несимметрии питающей сети. Перечисленные причины вызывают генерацию в контактную сеть канонических и неканонических

гармоник. Большой вклад в формирование мешающего напряжения, вносят гармоники, частоты которых лежат в диапазоне  $f_m = 100 \dots 1200$  Гц. Применение для уменьшения величины мешающих гармоник в указанном диапазоне в составе сглаживающего фильтра режекторных  $LC$  – цепей является недостаточно эффективным [5, 6]. Объясняется это сложностью получения точной настройки режекторных цепей на частоты мешающих гармоник и изменением резонансных частот, вызываемых температурными и временными воздействиями.

То есть, актуальным является поиск альтернативных технических решений для борьбы с мешающими гармониками полупроводникового преобразователя.

В [7] рассматривались вопросы применения специальных замкнутых структур для регулирования гармоник выходного напряжения управляемого преобразователя. Однако предложенные системы с односторонней ШИМ обладают узкой полосой пропускания и не позволяют реализовать высокие частоты ШИМ.

Таким образом, в контексте рассматриваемой проблемы, нерешенными остаются вопросы применения полупроводникового преобразователя с двухсторонней ШИМ, в составе замкнутой САР, для уменьшения величин мешающих гармоник и улучшения электромагнитной совместимости с тяговой сетью.

© В.В. Панченко, А.С. Маслий, Д.П. Помазан, С.Г. Бураковский

**Целью работы** является исследование электромагнитных процессов в САР мешающих гармоник полупроводникового преобразователя с двухсторонней ШИМ и получение выражений для определения факторов пульсаций действующих в этой системе.

**Основная часть.** В системе автоматического регулирования, содержащей преобразователь с двухсторонней широтно-импульсной модуляцией (рис. 1), действует два фактора пульсаций [9].

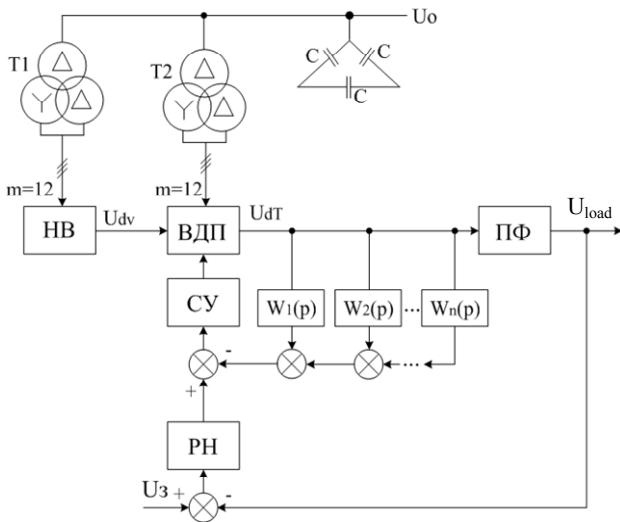


Рис. 1. Замкнутая САР полупроводникового преобразователя с двухсторонней ШИМ

В рассматриваемой САР основной поток мощности из питающей сети в нагрузку передается через основной 12-пульсный неуправляемый выпрямитель (НВ). Широтно-регулируемый вольтодобавочный преобразователь (ВДП), управляемый системой управления (СУ) рассчитан на передачу мощности, которая составляет порядка 20 % от мощности основного выпрямителя.

Стабилизация напряжения выпрямительного агрегата обеспечивается отрицательной обратной связью по напряжению нагрузки  $U_{load}$  с помощью регулятора напряжения (РН), а регулирование мешающих гармоник напряжения нагрузки в широком диапазоне частот осуществляется внутренними контурами, содержащими селективные звенья  $W_1(p), W_2(p) \dots W_n(p)$  с передаточными функциями.

Предложенная САР выпрямительного агрегата с широтно-регулируемым ВДП отвечает требованиям астатизма. Данное требование достигается введением интегральной части в РН, а также применением адаптивной обратной связи по контурному коэффициенту подавления гармоник напряжения нагрузки

Основной задачей Г-образного пассивного LC-фильтра (ПФ) в данной системе является подавление гармоник напряжения несущей частоты ВДП.

Применение двухсторонней ШИМ вместо одно-сторонней обусловлено возможностью расширения полосы пропускания преобразователя, что позволит подавлять гармоники выходного напряжения тяговой подстанции постоянного тока в широком диапазоне частот, а, следовательно, уменьшить объем ПФ.

В вольтодобавочном преобразователе формирование широтно-модулированной импульсной последовательности выполняется системой управления, функциональная схема которой приведена на рис. 2. Функционально система управления состоит из генератора опорного напряжения ГОН и компаратора К.

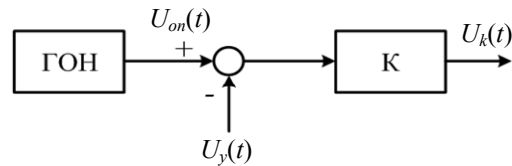


Рис. 2. Функциональная схема системы управления

В [8] получены обобщенные выражения для факторов пульсаций при представлении передаточной функции приведенной непрерывной части в виде суммы апериодических звеньев. Для системы подавления мешающей гармоники выражения для факторов пульсаций имеют вид

$$F_1^{-1} = 1 - \sum_{i=1}^n \frac{K_p T_1}{2T_i} \cdot \frac{(1 - e^{-\gamma \frac{T_1}{T_i}}) e^{-\frac{T_1}{T_i}}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_i}}}, \quad (1)$$

$$F_2^{-1} = 1 + \sum_{i=1}^n \frac{K_p T_1}{2T_i} \cdot \frac{(1 - e^{-\gamma \frac{T_1}{T_i}}) e^{-\frac{T_1}{T_i}}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_i}}}. \quad (2)$$

Для применения формул (1), (2), представим передаточную функцию селективного звена  $G(p)$  в виде суммы апериодических звеньев

$$G(p) = \frac{p}{T_0} \left( \frac{K_1}{p - p_1} + \frac{K_2}{p - p_2} \right), \quad (3)$$

где  $p_1 = (-\xi + ja)/T_0, p_2 = (-\xi - ja)/T_0$  – полюса передаточной функции  $G(p)$ .

Коэффициенты  $K_1$  и  $K_2$  определим как вычеты передаточной функции  $G(p)$  в соответствующих полюсах

$$K_1 = \left. \frac{p}{p - p_1} \right|_{p=p_1} = \frac{a + j\xi}{2a}, \quad (4)$$

$$K_2 = \left. \frac{p}{p - p_2} \right|_{p=p_2} = \frac{a - j\xi}{2a}. \quad (5)$$

Подставив (4) и (5) в (3) и преобразовав, получим

$$G(p) = \frac{j}{2a} \left[ \frac{1}{T_0(\xi + ja) + 1} - \frac{1}{T_0(\xi - ja) + 1} \right]. \quad (6)$$

С учетом (6) выражения для факторов пульсаций принимают вид

$$F_1^{-1} = 1 - j \frac{K_p T_1}{4a T_0} \left\{ \begin{array}{l} \frac{-\gamma(\xi - ja) \frac{T_1}{T_0} e^{-\frac{T_1}{T_0}}}{(\xi - ja) [1 - e^{-\frac{T_1}{T_0}}]} - \frac{-(\xi - ja) \frac{T_1}{T_0}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_0}}} \\ \frac{-\gamma(\xi + ja) \frac{T_1}{T_0} e^{-\frac{T_1}{T_0}}}{-(\xi + ja) [1 - e^{-\frac{T_1}{T_0}}]} - \frac{-(\xi + ja) \frac{T_1}{T_0}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_0}}} \end{array} \right\}, \quad (7)$$



$$F_2^{-1} = 1 + j \frac{K_p T_1}{4aT_0} \left\{ \begin{array}{l} (\xi - ja) \frac{1 - e^{-\gamma(\xi - ja)\frac{T_1}{T_0}} e^{-\frac{-(\xi - ja)T_1}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{-(\xi - ja)T_1}{T_0}}} \\ -(\xi + ja) \frac{1 - e^{-\gamma(\xi + ja)\frac{T_1}{T_0}} e^{-\frac{-(\xi + ja)T_1}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{-(\xi + ja)T_1}{T_0}}} \end{array} \right\}. \quad (8)$$

Выполнив в (7) и (8) простые, но достаточно громоздкие преобразования, получим выражения для факторов пульсаций замкнутой системы подавления мешающей гармоники

$$F_1^{-1} = 1 + j \frac{K_p T_1}{2aT_0} \left\{ \begin{array}{l} C_{1,1} \cdot e^{-\frac{\xi T_1}{T_0}} - C_{1,2} \cdot e^{-\frac{\xi(1-\gamma)T_1}{T_0}} - \\ 1 - 2e^{-\frac{\xi T_1}{T_0}} \cos a \frac{T_1}{T_0} + e^{-\frac{2\xi T_1}{T_0}} \\ - C_{1,3} \cdot e^{-\frac{\xi(2-\gamma)T_1}{T_0}} + a \cdot e^{-\frac{2\xi T_1}{T_0}} \end{array} \right\}, \quad (9)$$

где

$$\begin{aligned} C_{1,1} &= \xi \sin a \frac{T_1}{T_0} - a \cos a \frac{T_1}{T_0}; \\ C_{1,2} &= \xi \sin a(1-\gamma) \frac{T_1}{T_0} - a \cos a(1-\gamma) \frac{T_1}{T_0}; \\ C_{1,3} &= \xi \sin a\gamma \frac{T_1}{T_0} - a \cos a\gamma \frac{T_1}{T_0}; \end{aligned}$$

$$F_2^{-1} = 1 - \frac{K_p T_1}{2aT_0} \left\{ \begin{array}{l} C_{2,1} \cdot e^{-\frac{\xi\gamma T_1}{T_0}} - C_{2,2} \cdot e^{-\frac{\xi T_1}{T_0}} + \\ 1 - 2e^{-\frac{\xi T_1}{T_0}} \cos a \frac{T_1}{T_0} + e^{-\frac{2\xi T_1}{T_0}} \\ + C_{2,3} \cdot e^{-\frac{\xi(1+\gamma)T_1}{T_0}} - a \cdot e^{-\frac{2\xi T_1}{T_0}} \end{array} \right\}, \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} C_{2,1} &= \xi \sin a\gamma \frac{T_1}{T_0} - a \cos a\gamma \frac{T_1}{T_0}; \\ C_{2,2} &= \xi \sin a\gamma \frac{T_1}{T_0} - a \cos a \frac{T_1}{T_0}; \\ C_{2,3} &= \xi \sin a(1-\gamma) \frac{T_1}{T_0} + a \cos a(1-\gamma) \frac{T_1}{T_0}. \end{aligned}$$

На рис. 3, 4 приведены результаты расчета факторов пульсаций для разных значений регулируемого параметра  $\gamma$ , коэффициента демпфирования  $\xi$  и частот мешающих гармоник.

Из полученных зависимостей следует, что в отличие от системы с односторонней широтно-импульсной модуляцией в системе с двухсторонней широтно-импульсной модуляцией наблюдается эффект самокомпенсации действия факторов пульсаций. Наблюдается слабая зависимость факторов пульсаций от коэффициента демпфирования. Объясняется это тем, что частоты, влияющие на величины факторов

пульсаций лежат за пределами полосы пропускания селективного звена.

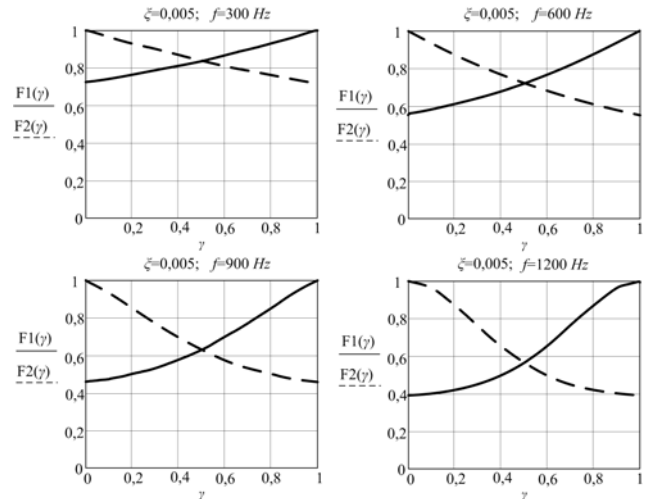


Рис. 3. Результаты расчета факторов пульсаций для разных значений частоты мешающей гармоники  $f$

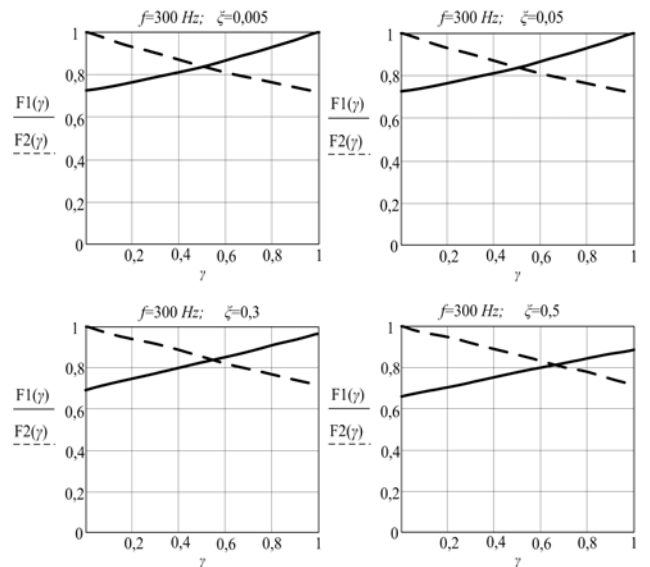


Рис. 4. Результаты расчета факторов пульсаций для разных значений коэффициента демпфирования  $\xi$

Амплитудно-частотная характеристика селективного звена  $G(p)$  в области высших частот имеет наклон  $-20$ дБ/дек. Это дает предпосылку для аппроксимации звена  $G(p)$  апериодическим звеном,

$$H(p) = \frac{1}{T_e p + 1}, \quad (11)$$

имеющим одинаковый с  $G(p)$  коэффициент передачи на частоте широтно-импульсной модуляции.

Постоянная времени апериодического звена определяется как

$$T_e^2 = \frac{1 + \frac{f_{PWM}^2}{f_q^2} \left[ \frac{f_{PWM}^2}{f_q^2} - 2(1 - 2\xi^2) - 1 \right]}{4\pi^2 \frac{f_{PWM}^4}{f_q^2}}, \quad (12)$$

где  $f_{PWM}$  – частота широтно-импульсной модуляции;  $f_q$  – частота  $q$ -й мешающей гармоники.

В этом случае выражения для факторов пульсаций принимают вид [6]:

$$F_1^{-1} = 1 - \frac{K_p T_1}{2T_e} \cdot \frac{(1 - e^{-\gamma \frac{T_1}{T_e}}) e^{-\frac{T_1}{T_e}}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_e}}}; \quad (13)$$

$$F_2^{-1} = 1 + \frac{K_p T_1}{2T_e} \cdot \frac{e^{-\gamma \frac{T_1}{T_e}} - e^{-\frac{T_1}{T_e}}}{1 - e^{-\frac{T_1}{T_e}}}. \quad (14)$$

На рис. 5 приведены графические зависимости, характеризующие изменения фактора пульсации в функции регулируемого параметра  $\gamma$ , рассчитанные по формулам (13) и (14)

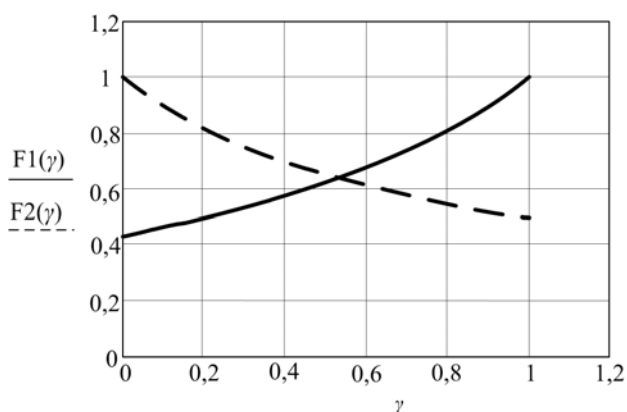


Рис. 5. Зависимости величин факторов пульсаций от  $\gamma$

#### Выводы.

Впервые получены выражения для определения факторов пульсаций САР мешающих гармоник полупроводникового преобразователя с двухсторонней ШИМ для разных значений коэффициента демпфирования и регулируемого параметра.

Установлено, что в рассматриваемой САР полупроводникового преобразователя с двухсторонней ШИМ происходит самокомпенсация действия факторов пульсаций.

В результате исследования электромагнитных процессов в САР полупроводникового преобразователя выявлена возможность подавления мешающих гармоник без вмешательства в его силовую часть. Это является особенно важным при техническом обслуживании выпрямительной установки тяговой подстанции.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Richter J., Doppelbauer M. Control and mitigation of current harmonics in inverter-fed permanent magnet synchronous machines with non-linear magnetics // *IET Power Electronics*, 2016, vol.9, no.10, pp. 2019-2026. doi: 10.1049/iet-pel.2015.0977.
2. Ghanizadeh R., Ebadian M., Gharehpetian G.B. Non-linear load sharing and voltage harmonics compensation in islanded microgrids with converter interfaced units // *International Transactions on Electrical Energy Systems*, 2016, vol.27, no.1, p. e2237. doi: 10.1002/etep.2237.
3. Панченко В.В. Гармонический состав выходного напряжения выпрямительного агрегата с широтно-регулируемым вольтдобавочным преобразователем //

Інформаційно-керуючі системи на залізничному транспорті. – 2015. – №4. – С. 71-78.

4. Кузнецов Б.И., Никитина Т.Б., Татарченко М.О., Хоменко В.В. Многокритериальный синтез анизотропных регуляторов многомассовых электромеханических систем // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – №4. – С. 105-107.
5. Sozański K. Three phase active power filter with selective harmonics elimination // *Archives of Electrical Engineering*. – 2016. – vol.65. – no.1. – pp. 33-44. doi: 10.1515/ae-2016-0003.
6. Huang J., Shi H. Suppression of the Peak Harmonics from Loads by Using a Variable Capacitance Filter in Low-Voltage DC/DC Converters // *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*. – 2016. – vol.58. – no.4. – pp. 1217-1227. doi: 10.1109/temc.2016.2552230.
7. Coillot C., Nativel E., Zanca M., Goze-Bac C. The magnetic field homogeneity of coils by means of the space harmonics suppression of the current density distribution // *Journal of Sensors and Sensor Systems*. – 2016. – vol.5. – no.2. – pp. 401-408. doi: 10.5194/jsss-5-401-2016.
8. Щербак Я.В., Ивакина Е.Я., Панченко В.В. Фактор пульсаций системы автоматического регулирования с двухсторонней широтно-импульсной модуляцией // *Збірник наукових праць Українського державного університету залізничного транспорту*. – 2015. – №153. – С. 113-120. doi: 10.18664/1994-7852.153.2015.64336.
9. Панченко В.В. Динамічні властивості системи «випрямляч з вольтдобавальним перетворювачем – навантаження» // *Східно-Європейський журнал передових технологій*. – 2013. – Т.4. – №8(64). – С. 14-17.

#### REFERENCES

1. Richter J., Doppelbauer M. Control and mitigation of current harmonics in inverter-fed permanent magnet synchronous machines with non-linear magnetics. *IET Power Electronics*, 2016, vol.9, no.10, pp. 2019-2026. doi: 10.1049/iet-pel.2015.0977.
2. Ghanizadeh R., Ebadian M., Gharehpetian G.B. Non-linear load sharing and voltage harmonics compensation in islanded microgrids with converter interfaced units. *International Transactions on Electrical Energy Systems*, 2016, vol.27, no.1, p. e2237. doi: 10.1002/etep.2237.
3. Panchenko V.V. The harmonic composition of the output voltage of a rectifier unit with a PWM voltage booster converter. *Information and control systems at railway transport*, 2015, no.4, pp. 71-78. (Rus).
4. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Tatarchenko M.O., Khomenko V.V. Multicriterion anisotropic regulators synthesis by multimass electromechanical systems. *Technical electrodynamics*, 2014, no.4, pp. 105-107. (Rus).
5. Sozański K. Three phase active power filter with selective harmonics elimination. *Archives of Electrical Engineering*, 2016, vol.65, no.1, pp. 33-44. doi: 10.1515/ae-2016-0003.
6. Huang J., Shi H. Suppression of the Peak Harmonics from Loads by Using a Variable Capacitance Filter in Low-Voltage DC/DC Converters. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 2016, vol.58, no.4, pp. 1217-1227. doi: 10.1109/temc.2016.2552230.
7. Coillot C., Nativel E., Zanca M., Goze-Bac C. The magnetic field homogeneity of coils by means of the space harmonics suppression of the current density distribution. *Journal of Sensors and Sensor Systems*, 2016, vol.5, no.2, pp. 401-408. doi: 10.5194/jsss-5-401-2016.
8. Scherbak Y.V., Ivakina K.Y., Panchenko V.V. Factor pulsations automatic regulation with two-way pulse width modulation. *Collected scientific works of Ukrainian State University of Railway Transport*, 2015, no.153, pp. 113-120. (Rus). doi: 10.18664/1994-7852.153.2015.64336.

9. Panchenko V.V. Dynamic properties of system «rectifier with buck converter – load». *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2013, vol.4, no.8(64), pp. 14-17. (Ukr).

Поступила (received) 12.04.2018

Панченко Владислав Вадимович<sup>1</sup>, к.т.н., доц.,  
Маслий Артем Сергеевич<sup>1</sup>, к.т.н., доц.,  
Помазан Данил Павлович<sup>1</sup>, аспирант,  
Буряковский Сергей Геннадьевич<sup>2</sup>, д.т.н., директор,

<sup>1</sup> Украинский государственный университет  
железнодорожного транспорта,  
61050, Харьков, пл. Фейербаха, 7,  
e-mail: vlad\_panchenko@ukr.net, a.masliy@ukr.net,  
danil.pomazan@ukr.net

<sup>2</sup> НИПКИ «Молния»

Национальный технический университет  
«Харьковский политехнический институт»,  
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,  
e-mail: sergbyr@i.ua

V.V. Panchenko<sup>1</sup>, A.S. Masliy<sup>1</sup>, D.P. Pomazan<sup>1</sup>,  
S.G. Buriakovskiy<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Ukrainian State University of Railway Transport,  
7, Feierbakh Square, Kharkiv, 61050, Ukraine.

<sup>2</sup> Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,  
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,  
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

**Determination of pulsation factors of the system of suppression of interfering harmonics of a semiconductor converter.**

**Purpose.** The purpose of the paper is to define the pulsation factors of a closed-loop automatic control system (ACS) of interfering harmonics containing a semiconductor converter

with double-sided pulse-width modulation (PWM), as well as confirmation of theoretical assumptions about possibilities of self-compensation of pulsation factors' influence in the system with double-sided PWM. **Methodology.** The research was conducted with the usage of classic electric circuit theory, frequency analysis methods, generalized function theory. **Results.** The obtained expressions mathematically relate pulsation factors, value of the damping coefficient and manipulative variable for different frequencies of interfering harmonics in the system with double-sided PWM. The research concerned harmonics with frequencies 100, 300, 600, 900 and 1200 Hz as the most significant constituents of the output voltage of a 12-pulse semiconductor converter. The obtained expressions allow taking into account settings of the selective link and its approximation on the level of supreme frequencies with aperiodic link. **Originality.** The research has experimentally proved theoretical assumptions about self-compensation of pulsation factors in the system with double-sided PWM. It has been shown that the damping coefficient has a low-impact influence on the values of pulsation factors. It is caused by the pass band of the selective link, which is included in the closed-loop control system of harmonics regulation. **Practical value.** Application of the research results can contribute to the development of the closed-loop control system for effective attenuation of interfering harmonics in direct current contact wire without interfering in the power part of the semiconductor converter. Besides the possibility to regulate output voltage, it will also help to solve the problem of electromagnetic compatibility of a traction substation semiconductor converter with contact wire. The application of the developed closed-loop control system will as well provide for decreasing the size of the filter in the direct current traction substation unit. References 9, figures 5.

**Key words:** pulsation factor, interfering harmonic, automatic control system, double-sided pulse-width modulation, semiconductor converter.

O.D. Podoltsev, V.M. Zolotaryov, M.A. Shcherba, R.V. Belyanin

## CALCULATION OF THE EQUIVALENT ELECTRICAL PARAMETERS OF THE INDUCTOR OF INDUCTION CHANNEL FURNACE WITH DEFECTS IN ITS LINING

*Aim. The aim of the paper is to determine a quantitative relationship between measured impedance of the inductor and the electrical characteristics of the separated melt circuit parts for the determination of the place of a liquid metal leakage and for the improvement in such way the diagnostic system of lining state of induction channel furnaces. Technique. The study was performed on the basis of the concepts of theoretical electrical engineering, mathematical physics, and mathematical modeling. Results. Using two equivalent electrical circuits of the inductor the analytical expressions and graphical dependencies, which determine a quantitative relationship between the parameters of the separated parts of a liquid-metal circuit and the impedance of the whole inductor measured in practice, for the presence of different lining defects, were found. The method for calculating the increments of equivalent electrical parameters of the inductor as a function of increments of the parameters of the secondary liquid-metal circuit was proposed. Scientific novelty. It is proved that for small changes (less than 10 %) of the parameters of the liquid-metal circuit, it is expedient to use a linear relationship between its increments and to create the sensitivity matrix, which clearly shows the presence of a strong or weak interrelation between the disturbed values of the parameters of the secondary circuit and the inductor. Practical significance. The use of this technique allows to develop the database for various types of lining defects for a given furnace and on its basis to predict the places of a melt leakage and the state of furnace lining owing to periodical measurements of the inductor parameters. References 10, figures 3.*

*Key words: equivalent electric parameters, mathematical modeling, induction channel furnace, defects of lining, diagnostics of the lining state.*

*Цель. Целью статьи является установление количественной связи между измеряемым импедансом индуктора и электрическими характеристиками отдельных участков контура расплава для установления места протекания жидкого металла и усовершенствования таким образом системы диагностики состояния футеровки индукционных канальных печей. Методика. Для проведения исследований использовались положения теоретической электротехники, математической физики, математического моделирования. Результаты. С использованием двух электрических схем замещения индуктора получены аналитические выражения и графические зависимости, устанавливающие количественную связь между параметрами отдельных участков жидкометаллического контура и измеряемым на практике импедансом всего индуктора при наличии различных дефектов в его футеровке. Предложена методика расчета приращений эквивалентных электрических параметров индуктора в зависимости от приращений параметров вторичного жидкометаллического контура. Научная новизна. Доказано, что при малых изменениях (менее 10%) параметров жидкометаллического контура целесообразно использовать линейную связь между их приращениями с построением матрицы чувствительности, которая наглядно показывает наличие сильной или слабой связи между возмущенными значениями параметров вторичного контура и индуктора. Практическое значение. Использование данной методики позволяет разработать базу данных для различных типов дефектов футеровки для индукционной канальной печи и на ее основе, путем периодического измерения параметров индуктора, прогнозировать места протеканий расплава и состояние футеровки. Библ. 10, рис. 3.*

*Ключевые слова: эквивалентные электрические параметры, математическое моделирование, индукционная канальная печь, дефекты футеровки, диагностика состояния футеровки.*

**Introduction.** Today consumers of metallurgical products make high demands on the quality of copper rolled wire (homogeneity, chemical purity, etc.). The copper rolled wire manufactured in induction channel furnaces generally satisfies the highest requirements [1]. On the strength of this circumstance, it is induction installations of this type that are used in the cable industry in the manufacture of copper rolled wire for the production of power cable cores [2].

The peculiarity of the induction furnaces, in particular channel type is the lining destruction under various factors: 1) the high temperature of the molten metal; 2) intensive hydrodynamic molten metal flow destroying the internal walls of the lining, forming caverns and leading to a decrease in thickness of the walls during prolonged operation, and 3) the presence of an electromagnetic field that causes vibrational phenomena in the liquid metal and in the outer metal casing.

Modern researches are aimed at increasing the efficiency and operating life of induction furnaces. In particular, they are aimed at analyzing the distribution of temperature fields inside the refractory lining under different operating conditions [4, 5], determination of mixing features of the metal melt [6], improving the diagnostic systems and continuous monitoring of the furnace lining state in industrial use [8, 9] and improvement of structural elements of furnaces and inductors [3, 7].

In particular, the improvement of the systems for diagnosing the state of furnace lining is an important scientific problem, since it allows to more accurately predict the residual life of the equipment, adjust its operating modes to extend the service life and prepare in advance for the necessary replacement of the lining, as it



is related with complete stoppage of the furnace and draining the metal melt.

In order to diagnose the state of the lining of a channel induction furnace, the following three methods can potentially be used in practice:

1) Periodic measurement of the complex equivalent resistance (pure resistance and image impedance) of the inductor, the value of which depends on the state of the lining (the presence of pits and caverns, thickening of the channel and narrowing of the channel filled with liquid metal, etc.) [10].

2) Regular measurement of the temperature distribution over the surface of the furnace outer casing by means of pyrometer, for example, or an infrared imager. This distribution allows to identify the «hot spots» on this surface, which are due to the appearance of caverns or pits filled with liquid metal in the lining. [5, 9].

3) Evaluation of the dielectric properties of the lining by measuring the capacitance between the outer furnace casing and the liquid metal, which are separated by a dielectric lining, as well as measuring the dielectric loss tangent of this capacity, generally at a different frequency of the external supplementary source. An analysis of the dependences obtained in this way allows to conclude that there are defects in the furnace lining [1].

At present, the systems for diagnosing the state of induction channel furnaces, offered by their manufacturers, generally based on a measuring the complex impedance (impedance) of the inductor melt channel and measuring the temperature rise of water as it passes through the cooling system pipes [10].

The disadvantages of such systems are the impossibility of determining the location and dimensions of the areas of liquid metal flowing into the defects of the lining. However, this is important, because the melt channel has a branched shape (it consists of three branches and forms two contours as shown in Fig. 2,*a*), and the melt leakage can be directed both to the outer walls of the body and to the inner ones in the direction of the magnetic circuit with inductance coils.

Improvement of this diagnostic method can be the ability to determine the problem area of the melt channel according to the inductance impedance measured in practice. If we determine a quantitative relationship between the impedance of the inductor and the electrical characteristics of the separated parts of the melt contour, then they in turn can be related to the geometric characteristics of these parts (an increase or decrease in the local section – the occurrence of leakage or overgrowing of the channel). Obtaining such important information will allow us to more accurately predict the residual life of the induction channel furnace.

Therefore, the **aim of the paper** is to determine a quantitative relationship between the measured impedance of the inductor and the electrical characteristics of the separated parts of the melt contour for finding the leakage location of the liquid metal and thus improving the diagnostics system of the lining state of induction channel furnaces.

As a typical example of an induction channel furnace, we considered the UPCAST US20X-10 furnace in the line for the continuous casting of oxygen-free copper rod [10] with a power of 500 kW installed at PJSC «Yuzhkabel Works» (Kharkiv).

The general view of the investigated furnace is shown in Fig. 1.

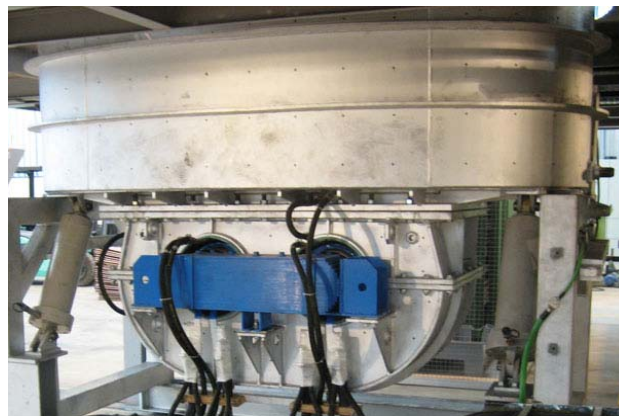


Fig. 1. Induction channel furnace for the production of copper rolled wire

Structurally, the furnace consists of a lined tank, which contains the whole mass of the metal being melted, and the inductor located under the tank [1, 5, 10]. The tank is connected with the melting channel filled with melt too. The copper template is lined with a refractory mixture with a working temperature of 1800 °C. After the template melting and sintering of the lining, a melting channel, which together with the adjacent part of the tank forms a closed conductive ring, is formed.

The principle of induction furnace operation is similar to the principle of the action of a single-phase power transformer in the short-circuit mode [1, 2]. However, the electric parameters of the furnace and the transformer are significantly different due to the difference in its design.

The inductor, whose turns are wound up on two rods of a closed magnetic circuit, is the primary winding of the transformer, and the secondary winding is the molten metal. The current flowing in the secondary circuit causes heating of the melt. At that almost all energy is released in the channel having a small cross section (90-95 % of the electric energy supplying the furnace is released in the channel).

The metal is heated owing to heat exchange and mass transfer between the channel and the tank. The movement of the metal is mainly determined by the action of the electrodynamic forces that arise in the channel and to a lesser degree by convection due to the overheating of the metal in the channel in comparison with tank [7, 8].

**Electrical equivalent circuits of the induction channel furnace and calculation of their equivalent parameters.** As a starting point, the paper considers two equivalent electric circuits (simplified equivalent electric circuits and refined one) of the inductor as a transformer with a short-circuited secondary winding as

well as we use the assumption based on the physical nature that when defects arise in the lining, the electrical parameters of the secondary liquid metal circuit of the induction furnace are changed.

The investigated induction furnace is schematically shown in Fig. 2,a. There are both main elements and the current contours in the molten metal indicated with dashed line in the figure.

In the secondary circuit formed by the melt, we can distinguish three branches (2-1-3, 2-3, 2-4-3), which, due to various geometric characteristics, can be conveniently divided into five sections (2-1, 1-3, 2-3, 2-4, 4-3), indicated by Roman numerals (I, II, III, IV, V) in Fig. 2,a.

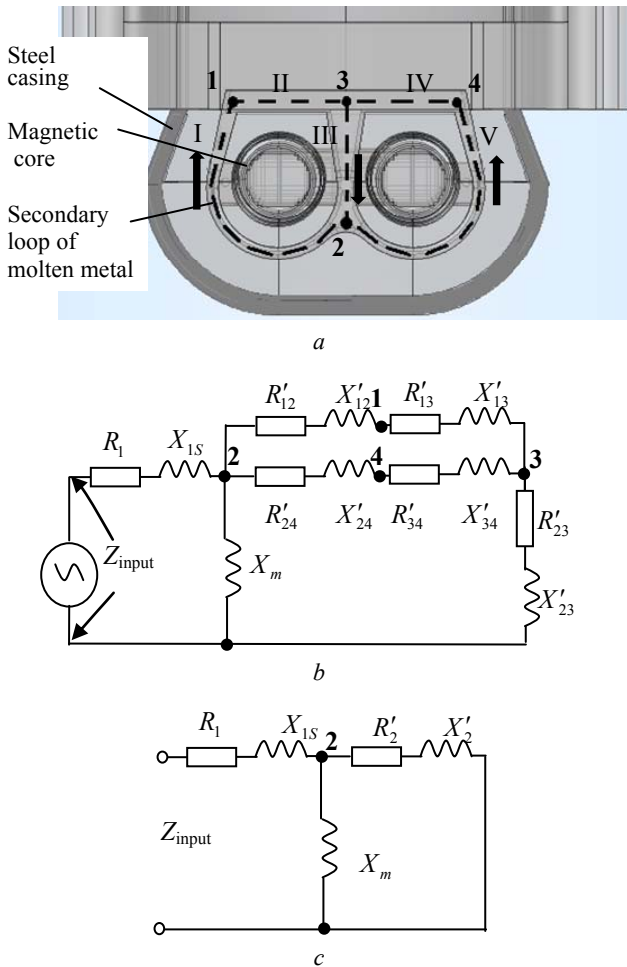


Fig. 2. a – configuration of induction channel furnace and b – its equivalent circuits with subdivision of the secondary circuit into separate branches; c – simplified equivalent circuit of the furnace when branches are replaced by a single turn with equivalent parameters

Fig. 2,b shows the electrical equivalent circuit of the furnace as an electrical transformer whose secondary winding has two short-circuited turns with a common branch III located between nodes 2 and 3 (see Fig. 2,a) through which the currents of both circuits flow.

The circuit under consideration includes the parameters of the inductor – the pure resistance and leakage inductance  $R_1$ ,  $X_{1s}$ , the parameter of the magnetization circuit –  $X_m$  (which is caused by the magnetic flux in the magnetic core of inductor) and the

parameters of the secondary liquid-metal circuit reduced to the winding of the inductor as the primary winding of the transformer. In this case, each parts of branch of the secondary circuit in Fig. 2,a corresponds its own branch in the electrical equivalent circuit in Fig. 2,b.

A simplified equivalent circuit for the furnace is shown in Fig. 2,c. In this equivalent circuit the secondary circuit is presented in the form of a single turn with equivalent parameters  $R'_2$ ,  $X'_2$  reduced to the winding of the inductor. The complex impedance of the simplified equivalent circuit in Fig. 2,c, which is measured in practice at the inductor terminals, is determined by the following equation:

$$Z_{input} = Z_1 + \frac{jX_m(R'_2 + jX'_2)}{R'_2 + j(X_m + X'_2)}.$$

Hence the functional dependencies of the inductor resistances (pure resistance  $R_{input}$  and image impedance  $X_{input}$ ) on the parameters of the secondary liquid-metal circuit  $R'_2$  and  $X'_2$  have the following form:

$$R_{input} = f_R(R'_2, X'_2) = \text{Re}(Z_{input}) = R_1 + \frac{X_m R'_2 (X'_2 + X_m) - X_m X'_2 R'_2}{(R'_2)^2 + (X_m + X'_2)^2}, \quad (1)$$

$$X_{input} = f_X(R'_2, X'_2) = \text{Im}(Z_{input}) = X_{1s} + \frac{X_m (R'_2)^2 + X_m X'_2 (X'_2 + X_m)}{(R'_2)^2 + (X_m + X'_2)^2}. \quad (2)$$

The dependences calculated on the basis of expressions (1) and (2) are shown in Fig. 3.

Note that here, for greater generality, all values are given in relative units and the graphs are valid regardless of the specific numerical values of the parameters of the equivalent circuit.

As an example, let us consider the following values of the parameters of the equivalent circuit, calculated on the basis of the geometric and electrical characteristics of the inductor coils, magnetic circuit and melt loop, as well as those indicated in the technical documentation for the furnace under study [10] and measured experimentally at PJSC «Yuzhkabel Works» [9]:

$$R_1 = 0.12 \text{ m}\Omega, \quad X_{1s} = 24 \text{ m}\Omega, \quad X_m = 0.2 \Omega, \quad (3)$$

$$R'_2|_0 = 1.2 \text{ m}\Omega, \quad X'_2|_0 = 24 \text{ m}\Omega,$$

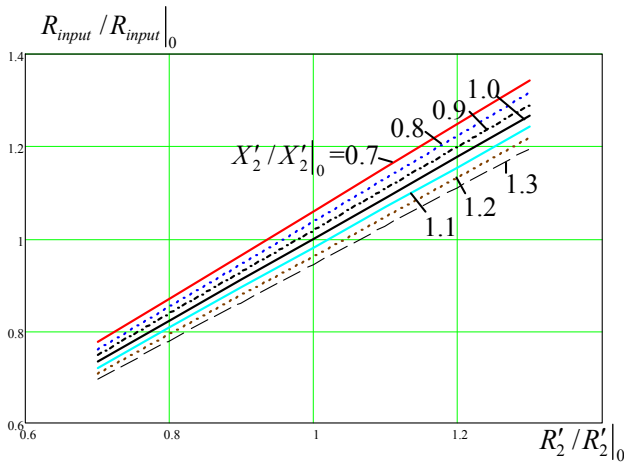
$$R_{input}|_0 = 1.08 \text{ m}\Omega, \quad X_{input}|_0 = 0.05 \Omega. \quad (4)$$

Here, the basic values correspond to a furnace with a new lining without defects, as shown by the dot in Fig. 3 with values  $R'_2/R'_2|_0 = 1$  and  $X'_2/X'_2|_0 = 1$ .

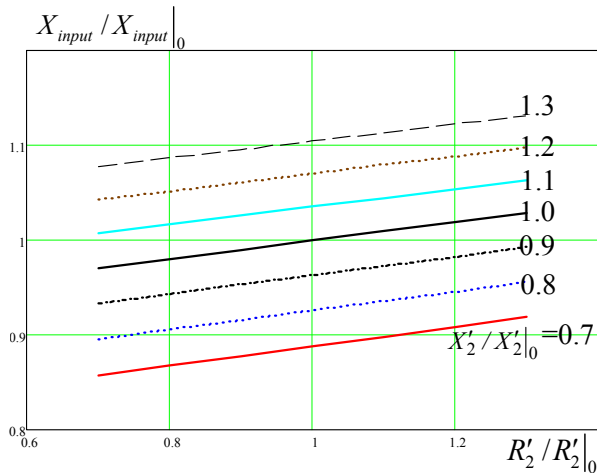
From the results obtained, we can conclude the following:

1) If in the furnace with initially defect-free lining parameters –  $R'_2/R'_2|_0 = 1$  and  $X'_2/X'_2|_0 = 1$  only the value  $R'_2$  will be increase (due to the occurrence of any defect in the lining), that this leads to an increase in the measured values both  $R_{input}$  and  $X_{input}$ .

Increasing only the value  $X'_2$  will lead, that value  $X_{input}$  will increase, but value  $R_{input}$  will decrease.



a



b

Fig. 3. Dependences of the relative value of the complex impedance of the inductor on relative values of pure resistance of secondary circuit and at various values of inductive impedance of the circuit: *a* – pure resistance; *b* – image impedance

2) In the general case, with simultaneous changes in both  $R'_2$  and  $X'_2$ , the quantitative changes in the pure resistance and image impedance of the inductor can be determined from the graphs in Fig. 3.

3) Using the data in Fig. 3 or directly functional dependences (1) and (2) for relatively small changes in the values of  $R'_2$  and  $X'_2$  one can determine a linear relationship between their increments in the neighborhood of a point with a defect-free lining in the form of the following vector-matrix equation:

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta R_{input}}{R_{input}|_0} \\ \frac{\Delta X_{input}}{X_{input}|_0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9 & -0.075 \\ 0.1 & 0.35 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\Delta R'_2}{R'_2|_0} \\ \frac{\Delta X'_2}{X'_2|_0} \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Here, the resulting matrix, which can be called the sensitivity matrix  $A = \begin{bmatrix} 0.9 & -0.075 \\ 0.1 & 0.35 \end{bmatrix}$ , characterizes the sensitivity of the change in the equivalent inductor resistances with respect to the change in the resistances of

the secondary circuit in accordance with the simplified equivalent circuit in Fig. 2,c.

Note, that elements of matrix  $A$  are dimensionless and show the degree of influence of separated parameters of the secondary circuit (melt) on the input resistances of the inductor. Although, in this example the matrix  $A$  was calculated for the particular inductor, but within the framework of the proposed approach, it can be easily recalculated for another one.

The relatively large values of the diagonal elements of the matrix  $A$  (0.9 and 0.35) indicate a strong connection between the pure resistances of the inductor and the secondary circuit and the less strong connection between their image impedance, and the small values the other matrix elements indicate relatively weak cross-connections. Moreover, the negative value of the coefficient, that equals to  $-0.075$ , attests a decrease in the value  $R_{input}$  with growth of  $R'_2$ .

4) For practice, it would be interesting to determine a feedback between the values increments. For this purpose, calculating the inverse sensitivity matrix  $A^{-1}$  from equation (5) we get:

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta R'_2}{R'_2|_0} \\ \frac{\Delta X'_2}{X'_2|_0} \end{bmatrix} = A^{-1} \begin{bmatrix} \frac{\Delta R_{input}}{R_{input}|_0} \\ \frac{\Delta X_{input}}{X_{input}|_0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1.09 & 0.23 \\ -0.31 & 2.8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\Delta R_{input}}{R_{input}|_0} \\ \frac{\Delta X_{input}}{X_{input}|_0} \end{bmatrix}. \quad (6)$$

This expression makes it possible to calculate and analyze the deviations of the parameters of the secondary liquid-metal circuit based on the measured deviations of the inductor parameters and then to estimate the probability of the appearance of any defect in the lining.

The obtained results are applied to the simplified equivalent circuit in Fig. 2,c. However, in practice, when analyzing the effect of lining defects on the parameters of the secondary circuit, it is expedient to use the refined equivalent circuit in Fig. 2,b. It allows to evaluate the effect of the defect directly on the parameters of each part of branch separately.

For the subsequent conversion to a simplified equivalent circuit and use of the results in Fig. 3, the following expressions can be used to determination the relationship between the parameters of the two equivalent circuits under consideration:

$$R'_2 = \text{Re}((Z'_{12} + Z'_{13}) \parallel (Z'_{24} + Z'_{34}) + Z'_{23}), \quad (7)$$

$$X'_2 = \text{Im}((Z'_{12} + Z'_{13}) \parallel (Z'_{24} + Z'_{34}) + Z'_{23}). \quad (8)$$

Here the parallel connection operator of two arbitrary complex impedances  $Z_1$  and  $Z_2$  is defined as:

$$Z_1 \parallel Z_2 = Z_1 Z_2 / (Z_1 + Z_2).$$

With the help of expressions (7) and (8) and analyzing the processes and functional dependencies between all parameters of the refined equivalent circuit in Fig. 2,b, one can pass to the simplified circuit in Fig. 2,c and then use the graphical dependencies in Fig. 3 or

directly expressions (1) and (2), and in the case of small increments, expressions (5) and (6).

In practice, the inverse problem is usually solved: from the measured input impedance of the inductor the resistances  $Z'_{12}$ ,  $Z'_{13}$ ,  $Z'_{24}$ ,  $Z'_{34}$ , and  $Z'_{23}$  are determined. For this, it is proposed to create a certain database of resistance values for various liner defects. For its filling, the values of  $Z'_{12}$ ,  $Z'_{13}$ ,  $Z'_{24}$ ,  $Z'_{34}$ , and  $Z'_{23}$  are defined by a search of possible variants, where the upper and lower limits are determined from the electrical and geometrical characteristics of the parts of the melt channel, and the degree of sampling (step of changing in values) – from practical industrial necessity.

For each combination of resistances of channel parts, the values of  $R'_2$  and  $X'_2$  are determined. And as a consequence, by measuring them in practice, it is possible to set a suitable combination of channel resistance areas from the database.

**The technique for calculating the influence of the parameters of the liquid-metal circuit on the values of the input impedances of the inductor.** Let us consider the following example showing how the previously obtained results can be used to estimate the relationship between the parameters of a particular induction furnace.

We shall use the furnace with a defect-free lining with data according to (3) and base values according to (4), which correspond to the simplified equivalent circuit in Fig. 2,c. In the case of a defect-free lining, the secondary circuit parameters will be equal:

$$R'_2 = R'_2|_0 = 1,2 \text{ m}\Omega, \quad X'_2 = X'_2|_0 = 24 \text{ m}\Omega. \quad (9)$$

Turning to the refined equivalent circuit in Fig. 2,b, we consider that for the case of a defect-free lining the electrical parameters of the parts of branches (based on their configuration) are equal:

$$Z'_{12} = Z'_{24} = 0.8 + j16 \text{ m}\Omega, \quad Z'_{13} = Z'_{34} = 0.8 + j16 \text{ m}\Omega, \\ Z'_{23} = 0.4 + j8 \text{ m}\Omega. \quad (10)$$

As an example, let us consider such «defect» when the lining thickness  $h$  in the branch V (in Fig. 2,a) becomes thinner by 10 %. Because of this fact, the complex impedance of the branch  $Z'_{24}$  will decrease by approximately 10 % of the value in expression (10) and amount to  $Z'_{24}' = 0.72 + j14.4 \text{ m}\Omega$ .

In order to move to the simplified circuit from refined equivalent circuit, it is necessary to substitute new value  $Z'_{24}'$  and all other values according to (10) in expressions (7) and (8). Then, performing transformations, we obtain new perturbed values of the parameters of the secondary circuit for the circuit in Fig. 2,c:  $R'_2 = 1.18 \text{ m}\Omega$ ,  $X'_2 = 23.6 \text{ m}\Omega$ .

Comparing with the values for the defect-free lining (9), we can see how change in the value  $Z'_{24}'$  by 10 % varies  $R'_2$  and  $X'_2$ . The new relative values  $R'_2$  and  $X'_2$  for the basis quantities according to (9) will be equal to

$$R'_2 / R'_2|_0 = 1.18/1.2 = 0.98, \quad X'_2 / X'_2|_0 = 23.6/24 = 0.98.$$

Further, using expression (5) for the case of small perturbations of the parameters values, let us finally determine how the inductor parameters change:

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta R_{input}}{R_{input}|_0} \\ \frac{\Delta X_{input}}{X_{input}|_0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9 & -0.075 \\ 0.1 & 0.35 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0.02 \\ 0.02 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.017 \\ 0.009 \end{bmatrix}.$$

Thus, this example shows that decrease in the parameters of one branch in the circuit in Fig. 2,b by 2 % leads to decrease in the parameters of the entire secondary circuit in Fig. 2,c and this result in decrease in the input parameters of the inductor by 1.7 % for the pure resistance and by 0.9 % for the image impedance.

The sequence of operations for calculating the change in the values of the inductor parameters when the values of the equivalent circuit parameters are changed can be represented as a calculation technique consisting of the sequential execution of the following steps.

*Step 1.* For the investigated furnace, two equivalent circuits are selected – refined one and simplified one as in Fig. 2,b and c, respectively. Then, for simplified circuit, the graphics dependences are plotted according to Fig. 3,a, and for the case of small increments, the dependence (5) is constructed with determination of the sensitivity matrix  $A$ .

*Step 2.* To assess the effect of any lining defects we determine the influence degree of this defect on the particular branch parameters of the refined equivalent circuit in Fig. 2,b. It can be done, for example, using the basic expressions for calculating the transformer parameters or using the program packages to solve the corresponding field task.

*Step 3.* Using the expressions (7) and (8) the transition to the perturbed values of the parameters of the simplified circuit in Fig. 2,c is made, and then, according to the graphics dependences as in Fig. 3 for the investigated furnace or using the expression (5) in the case of small increments, the new values of the inductor parameters are determined.

*Step 4.* Based on the results of such calculations, a database is created for the different types of lining defects for a given furnace. The use of this database makes it possible to predict the state of furnace lining by periodic measurements of the inductor parameters.

### Conclusions.

1. The paper considers one of the methods for diagnosing the state of the lining of an induction channel furnace. The method is based on comparison of the measured values of the complex impedances of the furnace inductor with a defect-free lining and lining with defects. In this case, only defects leading to a change in the electrical parameters of the secondary liquid-metal circuit are taken into account.

2. Using two electric equivalent circuits of the inductor, the analytic expressions and graphics dependencies determining a quantitative relationship between the parameters of the liquid-metal circuit and the inductor parameters measured in practice are obtained. In the case of small changes in these parameters (less than 10 %), a linear relationship between their increments is



used with the determination of a sensitivity matrix  $A$ , which clearly demonstrates the presence of strong or weak coupling between the perturbed values of the secondary circuit parameters and the inductor ones.

3. The technique for calculating the increments of equivalent inductor parameters as a function of increments of the parameters of the secondary liquid-metal circuit is proposed. The use of this technique allows to develop the database for various types of lining defects for a given furnace and on its basis predict the state of its lining by means of periodic measurements of the inductor parameters.

#### REFERENCES

1. Rudnev V., Loveless D., Cook R. *Handbook of induction heating*. CRC press, 2017. 736 p.
2. Vivek R. Gandhewar, Satish V. Bansod, Atul B. Borade. Induction Furnace – A Review. *International Journal of Engineering and Technology*, 2011, vol.3, no.4, pp. 277-284.
3. Lucia O., Maussion P., Dede E.J., Burdío J.M. Induction Heating Technology and Its Applications: Past Developments, Current Technology, and Future Challenges. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2014, vol.61, no.5, pp. 2509-2520. doi: **10.1109/TIE.2013.2281162**.
4. Jin S., Harmuth H., Gruber D. Thermal and thermomechanical evaluations of channel induction furnace applying strong insulation containing lightweight aggregates. *Ironmaking & Steelmaking*, 2017, pp. 1-5. doi: **10.1080/03019233.2017.1291153**.
5. Zolotarev V.M., Shcherba M.A., Zolotarev V.V., Belyanin R.V. Three-dimensional modeling of electromagnetic and thermal processes of induction melting of copper template with accounting of installation elements design. *Technical Electrodynamics*, 2017, no.3, pp. 13-21. doi: **10.15407/techned2017.03.013**.
6. Asad A., Bauer K., Chattopadhyay K., Schwarze R. Numerical and Experimental Modeling of the Recirculating Melt Flow Inside an Induction Crucible Furnace. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2018, vol.49, no.3, pp. 1378-1387. doi: **10.1007/s11663-018-1200-4**.
7. Lope I., Acero J., Carretero C. Analysis and Optimization of the Efficiency of Induction Heating Applications With Litz-Wire Planar and Solenoidal Coils. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2016, vol.31, no.7, pp. 5089-5101. doi: **10.1109/TPEL.2015.2478075**.
8. Pham H.N., Fujita H., Ozaki K., Uchida N. Dynamic Analysis and Control for Resonant Currents in a Zone-Control Induction Heating System. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2013, vol.28, no.3, pp. 1297-1307. doi: **10.1109/TPEL.2012.2210286**.
9. Zolotaryov V.M., Shcherba M.A., Belyanin R.V., Mygushchenko R.P., Kropachek O.Yu. Comparative analysis of electrical and thermal control of the lining state of induction apparatus of copper wire manufacture. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 35-40. doi: **10.20998/2074-272X.2018.1.05**.
10. UPCAST®, Finland. UPCAST technical documentation Available at: <http://www.upcast.com> (accessed 12 May 2017).

Received 17.04.2018

O.D. Podoltsev<sup>1</sup>, Doctor of Technical Science, Professor,  
V.M. Zolotaryov<sup>2</sup>, Doctor of Technical Science, Professor,  
M.A. Shcherba<sup>1</sup>, Candidate of Technical Science,  
R.V. Belyanin<sup>2</sup>,

<sup>1</sup>The Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine,  
56, prospekt Peremogy, Kiev-57, 03680, Ukraine,  
phone +380 44 3662460, e-mail: m.shcherba@gmail.com

<sup>2</sup>Private Joint-stock company Yuzhcable works,  
7, Avtogenyaya Str., Kharkiv, 61099, Ukraine,  
phone +380 57 7545228, e-mail: zavod@yuzhcable.com.ua

И.Н. Хлопенко, С.А. Рожков, Н.Я. Хлопенко

## УСТОЙЧИВОСТЬ И ТОЧНОСТЬ РОБАСТНОЙ СИСТЕМЫ СТАБИЛИЗАЦИИ ПОТОКОСЦЕПЛЕНИЯ РОТОРА АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ СЛУЧАЙНЫХ ВАРИАЦИЯХ НЕОПРЕДЕЛЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ В ЗАДАННЫХ ГРАНИЦАХ

*Мета. Метою роботи є дослідження стійкості й точності робастної системи стабілізації поточкозчеплення ротора асинхронного електроприводу при випадкових варіаціях невизначених параметрів об'єкта і регулятора в заданих межах. Методологія. Для проведення досліджень застосовувалась математична модель каналу поточкозчеплення ротора системи векторного керування асинхронного електроприводу з параметричною невизначеністю. Розраховувалась передавальна функція  $H_{\infty}$ -субоптимального регулятора за методом мішаної чутливості. Ця передавальна функція використовувалась для побудови структурної схеми регулятора у вигляді з'єднання пропорційних та інтегровальних ланок та декількох суматорів. Визначалися аналітичні залежності коефіцієнтів передавальної функції регулятора від параметрів ланок такого з'єднання. Ці залежності служили для дослідження впливу невизначених параметрів ланок регулятора і об'єкта на стійкість робастної системи і точність стабілізації поточкозчеплення. Результати. Проведені дослідження стійкості робастної системи й точності стабілізації поточкозчеплення в пакеті Robust Control Toolbox. Побудовані криві перехідних процесів поточкозчеплення і діаграма Бode для розімкнутої системи при випадкових варіаціях невизначених параметрів об'єкта та ланок регулятора у заданих межах. Вибір варіюваних параметрів здійснювався за методом Монте-Карло. За розкидом отриманих кривих перехідних процесів визначалась точність стабілізації поточкозчеплення, а по діаграмі Бode – запаси стійкості за амплітудою і фазою робастної системи. Встановлено високу точність стабілізації поточкозчеплення (відхилення менше 1 %) в досить широких діапазонах зміни невизначених параметрів об'єкта і регулятора при збереженні стійкості системи з допустимими запасами по амплітуді і фазі. Новизна. Вперше отримані аналітичні залежності коефіцієнтів передавальної функції  $H_{\infty}$ -субоптимального регулятора від параметрів його структурної схеми, представлені у вигляді з'єднання пропорційних та інтегровальних ланок. Побудована методика розрахунку стійкості системи робастного керування поточкозчеплення і точності його стабілізації при випадкових варіаціях невизначених параметрів об'єкта і ланок регулятора в заданих межах. Практичне значення. Використання запропонованої методики дозволяє в процесі конструювання регулятора забезпечити вибір його елементів зі стандартних рядів. Бібл. 10, рис. 3.*

*Ключові слова:* електропривод, векторне керування, канал поточкозчеплення, робастна система стабілізації, стійкість, точність.

*Цель. Целью работы является исследование устойчивости и точности робастной системы стабилизации поточкозчепления ротора асинхронного электропривода при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и регулятора в заданных границах. Методология. Для проведения исследований применялась математическая модель канала поточкозчепления ротора системы векторного управления асинхронного электропривода с параметрической неопределенностью. Рассчитывалась передаточная функция  $H_{\infty}$ -субоптимального регулятора по методу смешанной чувствительности. Эта передаточная функция использовалась для построения структурной схемы регулятора в виде соединения пропорциональных и интегрирующих звеньев и нескольких сумматоров. Определялись аналитические зависимости коэффициентов передаточной функции регулятора от параметров звеньев такого соединения. Эти зависимости служили для исследования влияния неопределенных параметров звеньев регулятора и объекта на устойчивость робастной системы и точность стабилизации поточкозчепления. Результаты. Проведены исследования устойчивости робастной системы и точности стабилизации поточкозчепления в пакете Robust Control Toolbox. Построены кривые переходных процессов поточкозчепления и диаграмма Бode для разомкнутой системы при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и звеньев регулятора в заданных границах. Выбор варьируемых параметров осуществлялся по методу Монте-Карло. По разбросу полученных кривых переходных процессов определялась точность стабилизации поточкозчепления, а по диаграмме Бode – запасы устойчивости по амплитуде и фазе робастной системы. Установлена высокая точность стабилизации поточкозчепления (отклонение менее 1 %) в достаточно широких диапазонах изменения неопределенных параметров объекта и регулятора при сохранении устойчивости системы с допустимыми запасами по амплитуде и фазе. Новизна. Впервые получены аналитические зависимости коэффициентов передаточной функции  $H_{\infty}$ -субоптимального регулятора от параметров его структурной схемы, представленной в виде соединения пропорциональных и интегрирующих звеньев. Построена методика расчета устойчивости системы робастного управления поточкозчепления и точности его стабилизации при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и звеньев регулятора в заданных границах. Практическое значение. Использование предложенной методики позволяет в процессе конструирования регулятора обеспечить выбор его элементов из стандартных рядов. Библ. 10, рис. 3.*

*Ключевые слова:* электропривод, векторное управление, канал поточкозчепления, робастная система стабилизации, устойчивость, точность.

**Введение.** В статье [1] построена методика структурного синтеза и получена структура стабилизирующего робастного  $H_{\infty}$ -субоптимального регулятора в виде соединения пропорциональных и интегрирующих звеньев для канала поточкозчепления сис-

темы векторного управления асинхронного электропривода с параметрической неопределенностью объекта управления. Однако при проектировании такого регулятора из аналоговых устройств (операционных

© И.Н. Хлопенко, С.А. Рожков, Н.Я. Хлопенко

усилителей и RC-цепей) возникают ошибки округления его коэффициентов усиления и постоянных времени вследствие выбора элементов (резисторов, конденсаторов) этих устройств из стандартных рядов. Учет таких ошибок округлений в расчетной модели регулятора с параметрической неопределенностью объекта имеет принципиальное значение для обеспечения устойчивости робастной системы и необходимой точности стабилизации потокосцепления.

Робастными системами стабилизации параметров асинхронных электроприводов занимаются ряд отечественных и зарубежных ученых [2-9]. Ими решены многие задачи как по разработке математических методов исследования, так и по изучению устойчивости, точности регулирования и быстродействия систем с заданной неопределенностью объекта. Однако задача о влиянии параметрической неопределенности робастного регулятора на устойчивость и точность системы стабилизации потокосцепления не рассматривалась. В связи с этим задача исследования устойчивости робастной системы и точности стабилизации потокосцепления ротора с параметрической неопределенностью объекта и регулятора в заданных границах представляется актуальной.

**Целью работы** является исследование устойчивости и точности робастной системы стабилизации потокосцепления ротора асинхронного электропривода при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и регулятора в заданных границах.

**Методы и результаты исследований.** В статье [1] приводится система уравнений состояния объекта, состоящего из преобразователя частоты и обмоток статора и ротора, в нормальной операторной форме:

$$\begin{aligned} px_1 &= -\frac{1}{T_2} x_1 + \frac{L_{12} I_n}{T_2 \Psi_n} x_2; \\ px_2 &= -\frac{1}{T_{1eq}} x_2 + \frac{E_n}{R_{1eq} T_{1eq} I_n} x_3; \\ px_3 &= -\frac{1}{T_{fc}} x_3 + \frac{K_{fc} U_n}{T_{fc} E_n} u, \end{aligned} \quad (1)$$

где

$$x_1 = \frac{\Psi}{\Psi_n}; \quad x_2 = \frac{I}{I_n}; \quad x_3 = \frac{E}{E_n}; \quad u = \frac{U}{U_n};$$

$p$  – оператор Лапласа;  $E$  – ЭДС преобразователя частоты;  $U$  – управляющее воздействие;  $I$  – ток в канале потокосцепления ротора;  $\Psi$  – модуль вектора потокосцепления ротора;  $T_{fc}$  – постоянная времени преобразователя частоты;  $T_{1eq} = L_{1eq}/R_{1eq}$  – электромагнитная постоянная времени обмотки статора, причем  $R_{1eq} = R_1 + (k_r)^2 R_2$  и  $L_{1eq} = \sigma L_1$  – ее эквивалентное сопротивление и индуктивность рассеяния;  $R_1, R_2$  – активные сопротивления обмоток статора и ротора;  $T_2 = L_2/R_2$  – электромагнитная постоянная времени обмотки ротора;  $L_1, L_2$  – индуктивности обмоток статора и ротора;  $L_{12}$  – взаимная индуктивность обмоток статора и ротора;  $\sigma = 1 - (L_{12})^2/(L_1 L_2)$  – коэффициент рассеяния магнитного поля;  $k_r = L_{12}/L_2$ .

В настоящей работе эта система уравнений совместно с неопределенными параметрами  $K_{fc}, R_{1eq}, R_2,$

$L_1, L_2$  и  $L_{12}$  объекта используется для построения математической модели устойчивости и точности робастной системы стабилизации потокосцепления ротора асинхронного электропривода при случайных вариациях неопределенных параметров в заданных границах.

Для построения такой модели система уравнений (1) приводится к канонической форме [1]:

$$\begin{aligned} px &= Ax + B_1 w + B_2 u; \\ z &= C_1 x + D_{11} w + D_{12} u; \\ y &= C_2 x + D_{21} w + D_{22} u, \end{aligned} \quad (2)$$

где

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{R_{2n}}{L_{2n}} & \frac{R_{2n}}{L_{2n}} & 0 \\ 0 & -\frac{R_{1eqn}}{L_{1eqn}} & \frac{R_{1eqn}}{L_{1eqn}} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{fc}} \end{bmatrix};$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \frac{pR_2}{L_{2n}} & \frac{pL_{12}}{L_{2n}} & -pL_2 & -\frac{pR_2}{L_{2n}} \\ 0 & -pL_{1eq} & -\frac{pR_{1eq}}{L_{1eqn}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \frac{pK_{fc}}{T_{fc}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix};$$

$$C_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{R_{1eqn}}{L_{1eqn}} & \frac{R_{1eqn}}{L_{1eqn}} \\ 0 & R_{1eqn} & 0 \\ 0 & R_{2n} & 0 \\ 0 & R_{2n} & 0 \\ -\frac{R_{2n}}{L_{2n}} & \frac{R_{2n}}{L_{2n}} & 0 \\ R_{2n} & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad C_2 = [1 \ 0 \ 0];$$

$$D_{11} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -pL_{1eq} & -\frac{pR_{1eq}}{L_{1eqn}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & pR_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{pR_2}{L_{2n}} & \frac{pL_{12}}{L_{2n}} & -pL_2 & -\frac{pR_2}{L_{2n}} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix};$$

$$B_2^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{T_{fc}} \end{bmatrix}; \quad D_{12}^T = [1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0];$$

$$D_{21} = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]; \quad D_{22} = [0];$$

$x = (x_1, x_2, x_3)^T$  – фазовый вектор;  $y$  – одномерный вектор выхода, по которому замыкается обратная связь;  $z = (z_1, z_2, \dots, z_7)^T$ ,  $w = (w_1, w_2, \dots, w_7)^T$  – соответственно входной и выходной векторы неопределенности, связанные между собою матричным выражением  $w(p) = \Delta(p)z(p)$ , в котором матрица неопределенности  $\Delta(p)$  имеет диагональный вид.

Записанная каноническая форма уравнений (2) совместно с весовыми функциями [10], предназначенными для контроля качества робастной системы стабилизации, позволяет в Robust Control Toolbox рассчитать передаточную функцию  $H_\infty$ -субоптимального регулятора для номинального объекта. Эту передаточную функцию можно представить в виде

$$K(p) = k \frac{p^2 + b_1 p + b_2}{p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3}, \quad (3)$$

где  $k, a_1, a_2, a_3, b_1, b_2$  – параметры регулятора.

Будем считать, что передаточная функция регулятора (3) сохраняет свой вид при случайных вариациях параметров  $k, a_1, a_2, a_3, b_1, b_2$ .

Тогда, разложив (3) в цепную дробь по алгоритму Евклида, получим структурную схему регулятора, представленную на рис. 1. Она содержит неопределенные параметры  $k, k_1, k_2, k_3, T_1, T_2$ , обусловленные, как уже отмечалось ранее, ошибками округлений, возникающих при проектировании регулятора.

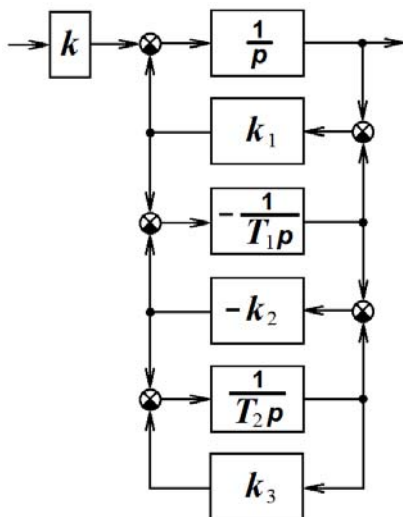


Рис. 1. Структурная схема  $H_\infty$ -субоптимального стабилизирующего робастного регулятора

Заменим представленную на рис. 1 структурную схему эквивалентной схемой по правилам преобразования структурных схем. Тогда получим следующие выражения для коэффициентов полиномов числителя и знаменателя передаточной функции робастного регулятора (3):

$$b_1 = \frac{1}{T_1}(k_2 - k_1) + \frac{1}{T_2}(k_3 - k_2); \quad a_1 = k_1 + b_1;$$

$$b_2 = \frac{1}{T_1 T_2} [k_3(k_2 - k_1) + k_1 k_2]; \quad (4)$$

$$a_2 = b_2 + k_1 \left[ \frac{k_2}{T_1} + \frac{1}{T_2}(k_3 - k_2) \right]; \quad a_3 = \frac{k_1 k_2 k_3}{T_1 T_2}.$$

Система уравнений (1) совместно с (3) и выражениями (4) служит для исследования устойчивости и точности системы стабилизации потокосцепления ротора при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и регулятора в заданных границах.

Точность стабилизации потокосцепления определяется по разбросу кривых его модуля переходных процессов, а запасы устойчивости по амплитуде и фазе – по диаграмме Бode при различных случайных вариациях неопределенных параметров регулятора  $k, k_1, k_2, k_3, T_1, T_2$  и объекта  $K_{fc}, R_{1eq}, R_2, L_1, L_2, L_{12}$  в заданных границах. При этом для случайного выбора параметров используется метод Монте-Карло [10]. Расчеты выполняются в MATLAB и прекращаются, когда на установившемся режиме работы системы переходные процессы не выходят за границы однопроцентной «трубки».

Процедура расчета устойчивости и точности системы стабилизации потокосцепления ротора при случайных вариациях неопределенных параметров в заданных границах сводится к следующей последовательности действий:

1. Рассчитывается передаточная функция (3) регулятора для номинального объекта.

2. Выполняется разложение найденной передаточной функции в цепную дробь.

3. Формируется структурная схема регулятора (рис. 1), соответствующая цепной дроби, и рассчитываются ее номинальные параметры  $k_n, k_{1n}, k_{2n}, k_{3n}, T_{1n}, T_{2n}$ .

4. Определяется программно передаточная функция объекта (1).

5. Формируется командой система стабилизации потокосцепления из последовательно соединенных передаточных функций регулятора (3) и объекта (1), охваченных единичной обратной связью.

6. Рассчитываются кривые переходных процессов потокосцепления и диаграмма Бode для разомкнутой системы при случайных вариациях параметров объекта  $K_{fc}, R_{1eq}, R_2, L_1, L_2, L_{12}$  и регулятора  $k, k_1, k_2, k_3, T_1, T_2$  в заданных границах.

7. Определяются по размахам кривых переходных процессов точность стабилизации потокосцепления, а по диаграмме Бode – запасы устойчивости по амплитуде и фазе.

Численное решение проводилось при следующих значениях исходных данных:  $T_{fc}=0,001$  с;  $R_{1n}=2,65$  Ом;  $R_{2n}=2,0$  Ом;  $L_{1n}=0,186$  Гн;  $L_{2n}=0,189$  Гн;  $L_{12n}=0,179$  Гн;  $\sigma = 0,0996$ , соответствующих асинхронному электроприводу с двигателем MDXMA100-32.

Рассчитанные по этим данным номинальные параметры регулятора оказались равными:  $k_n=5,016 \cdot 10^5$ ;  $k_{1n}=1,436 \cdot 10^4$ ;  $k_{2n}=1,752 \cdot 10^4$ ;  $k_{3n}=3,473 \cdot 10^3$ ;  $T_{1n}=19,70$  с;  $T_{2n}=1,256 \cdot 10^3$  с.

Неопределенные параметры объекта варьировались в диапазонах  $\pm 90\%$ , а параметры регулятора  $k_1, k_2$  – в диапазонах  $\pm 3\%$ ,  $k$  – в диапазоне  $\pm 15\%$ , а  $k_3, T_1, T_2$  в диапазонах  $\pm 20\%$  от их номинальных значений.

На рис. 2 представлено 20 кривых переходных процессов потокосцепления ротора, соответствующих случайным вариациям выбранных по методу Монте-Карло неопределенных параметров объекта и регулятора в заданных границах. Они получены в пакетах приложения MATLAB при единичном скачкообразном изменении задающего воздействия.

Как видно, кривые переходных процессов, изображенные на рис. 2, не выходят за границы 1% трубки.



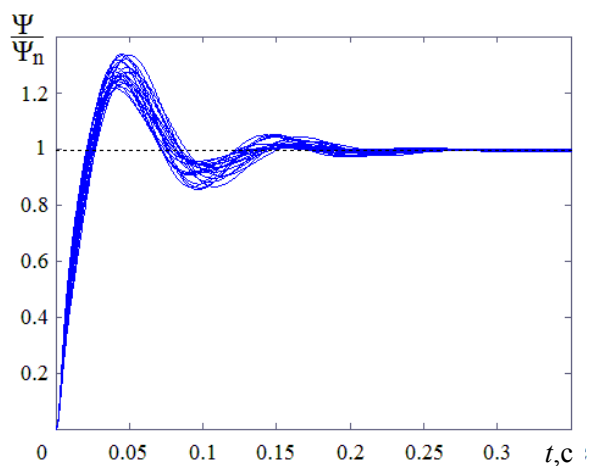


Рис. 2. Переходные процессы потокосцепления ротора

На рис. 3 изображена диаграмма Боде с 20 сгенерированными кривыми амплитудных  $L(\omega)$  и с 20 кривыми фазовых  $\varphi(\omega)$  частотных характеристик при тех же неопределенных параметрах, что и в предыдущем случае. Из представленных на этой диаграмме амплитудных  $L(\omega)$  и фазовых  $\varphi(\omega)$  характеристик видно, что система устойчива, так как амплитудная характеристика пересекает ось абсцисс раньше, чем фазовая характеристика, окончательно спадая, переходит за значение угла  $-180^\circ$ . При этом расчетное значение запаса устойчивости по амплитуде составляет 19,9 дБ, а по фазе  $-47,9^\circ$  для номинальных значений параметров объекта и регулятора при разбросах случайных кривых, не превышающих 4 дБ для амплитудных и  $15^\circ$  для фазовых частотных характеристик.

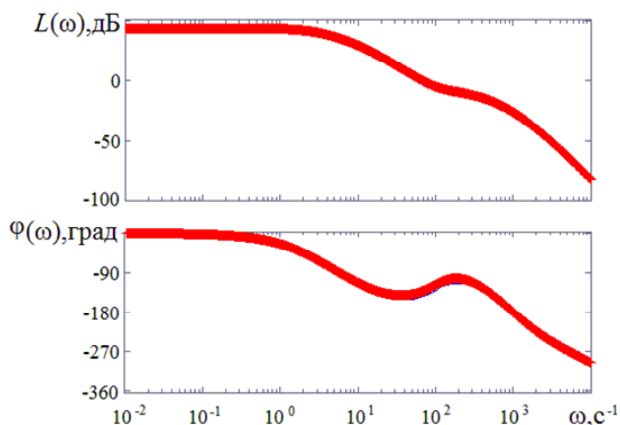


Рис. 3. Диаграмма Боде разомкнутой системы

Таким образом, результаты расчетов подтверждают целесообразность применения предложенной методики при конструировании робастных  $H_\infty$ -субоптимальных регуляторов из элементарных звеньев.

#### Выводы.

1. Впервые получены аналитические зависимости коэффициентов передаточной функции  $H_\infty$ -субоптимального регулятора от параметров его структурной схемы, представленной в виде соединения пропорциональных и интегрирующих звеньев.

2. Построена методика расчета устойчивости и точности робастной системы стабилизации потокосцеп-

ления ротора асинхронного электропривода при случайных вариациях неопределенных параметров объекта и регулятора в заданных границах.

3. Результаты проведенных расчетов показывают высокую точность стабилизации потокосцепления (отклонение менее 1 %) и малую чувствительность робастной системы стабилизации к случайным вариациям неопределенных параметров в заданных достаточно широких границах.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Хлопенко Н.Я., Хлопенко И.Н. Структурный синтез стабилизирующего робастного регулятора потокосцепления ротора // *Электротехника і електромеханіка*. – 2017. – №1 – С. 21-25. doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.04.
2. Елистратов В.Д., Ильина А.Г. Робастное управление электроприводом с нежесткой присоединенной нагрузкой с ограничением нормы  $H_\infty$  // *Вестник Астраханского государственного технического университета. Серия: Морская техника и технология*. – 2016. – №4. – С. 89-94.
3. Кузнецов Б.И., Никитина Т.Б., Коломиец В.В., Хоменко В.В. Исследование влияния нелинейностей и вариации параметров объекта управления на динамические характеристики электромеханических следящих систем // *Вісник НТУ «ХП»*. – 2015. – №12(1121). – С. 68-71.
4. Несенчук А.А., Опейко О.Ф., Однолько Д.С. Моделирование динамики и расчет робастных параметров системы управления электропривода на основе корневых портретов // *Искусственный интеллект*. – 2014. – №3. – С. 90-103.
5. Никитина Т.Б. Парето-оптимальное решение многокритериальной задачи синтеза робастных регуляторов многомассовых электромеханических систем на основе многокритериальной стохастической мультигенной оптимизации // *Электротехника і електромеханіка*. – 2017. – №2 – С. 34-38. doi: 10.20998/2074-272X.2017.2.05.
6. Пересада С.М., Ковбаса С.Н., Бовкунович В.С. Грубое векторное управление моментом и потоком асинхронного двигателя // *Технічна електродинаміка*. – 2010. – №1. – С. 60-66.
7. Потапенко Е.М. Казурова А.Е., Савранская А.В. Обзор работ по динамике многомассовых неопределенных электромеханических систем, выполненных на кафедре электропривода ЗНТУ // *Электротехніка та електроенергетика*. – 2011. – №1. – С. 7-10. doi: 10.15588/1607-6761-2011-1-1.
8. Островерхов М.Я., Пижов В.М. Робастна система векторного керування швидкістю вентиляційно-індукторного електропривода // *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. – 2015. – Вип.3/2015(31). – С. 32-38.
9. Руднев Е.С., Морозова Д.И.  $\mu$ -синтез робастного регулятора скорости синхронного электропривода // *Електротехнічні та комп'ютерні системи*. – 2015. – №20. – С. 42-50. doi: 10.15276/eltecs.20.96.2015.06.
10. Richard Y., Chiang R., Michael G., Safonov M. MATLAB: Robust Control Toolbox. User's Guide. Version 2, 1998. – 230 p. – Режим доступа: <http://www.mathworks.com>.

#### REFERENCES

1. Khlopenko N.J., Khlopenko I.N. Structural synthesis of a stabilizing robust controller of the rotor flux linkage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.1, pp. 21-25. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2017.1.04.
2. Elistratov V.D., Ilina A.G. Robust control by servo drive with non-rigid load with H-infinity norm limitation. *Vestnik of Astrakhan State Technical University. Series: Marine Engineering and Technologies*, 2016, no.4, pp. 89-94. (Rus).
3. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Kolomiets V.V., Khomenko V.V. Investigation of the effect of nonlinearities and variations of the control object parameters on dynamic characteristics of

- the electromechanical servo systems. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2015, no.12(1121), pp. 68-71. (Rus).
4. Nesenchuk A.A., Opeiko O.F., Odnolko D.S. Dynamics simulation and calculation of robust parameters for the electric drive control system on the basis of the root locus portraits. *Artificial Intelligence*, 2014, no.3, pp. 90-103. (Rus).
  5. Nikitina T.B. Pareto optimal solution of multiobjective synthesis of robust controllers of multimass electromechanical systems based on multiswarm stochastic multiagent optimization. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.2, pp. 34-38. doi: 10.20998/2074-272X.2017.2.05.
  6. Peresada S.M., Kovbasa S.N., Bovkunovich V.S. Rough vector control torque and flux induction motor. *Technical electrodynamics*, 2010, no.1. pp. 60-66. (Ukr).
  7. Potapenko E.M., Kazurova A.E., Savranskaya A.V. Review of works on dynamics of multimass uncertain electromechanical systems carried out in ZNTU electric drive department. *Electrical Engineering and Power Engineering*, 2011, no.1, pp. 7-10. (Rus). doi: 10.15588/1607-6761-2011-1-1.
  8. Ostroverkhov M.J., Pyzhov V.M. Robust speed vector control system of gated inductor type electrical drive. *Electromechanical and energy saving systems*, 2015, iss.3/2015(31), pp. 32-38. (Ukr).
  9. Rudnev E.S., Morozova D.I.  $\mu$ -synthesis of robust speed controller of synchronous electric drives. *Electrotechnic and computer systems*, 2015, no.20, pp. 42-50. (Rus). doi: 10.15276/eltecs.20.96.2015.06.
  10. Richard Y., Chiang R., Michael G., Safonov M. *MATLAB: Robust Control Toolbox. User's Guide. Version 2*, 1998. 230 p. Available at: <http://www.mathworks.com> (Accessed 12 May 2016).

Поступила (received) 23.04.2018

Хлопенко Иван Николаевич<sup>1</sup>, магистр,  
 Рожков Сергей Александрович<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
 Хлопенко Николай Яковлевич<sup>2</sup>, д.т.н., проф.,  
<sup>1</sup> Херсонская государственная морская академия,  
 73009, Херсон, пр. Ушакова, 20,  
 e-mail: rozhkov\_ser@meta.ua  
<sup>2</sup> Национальный университет кораблестроения  
 имени адмирала Макарова,  
 54021, Николаев, пр. Центральный, 3,  
 e-mail: khlopenko.n@gmail.com

I.N. Khlopenko<sup>1</sup>, S.A. Rozhkov<sup>1</sup>, N.J. Khlopenko<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Kherson State Marine Academy,

20, Ushakov Ave., Kherson, 73009, Ukraine.

<sup>2</sup> Admiral Makarov National University of Shipbuilding,  
 3, Central Ave., Nikolaev, 54021, Ukraine.

**Stability and accuracy of the robust system for stabilizing the rotor flux-linkage of an asynchronous electric drive at random variations of the uncertain parameters within the specified boundaries.**

**Purpose.** The aim is to investigate the stability and the accuracy of a robust system for stabilizing the rotor flux-linkage of an asynchronous electric drive at random variations of the uncertain parameters of the object and the regulator within the specified boundaries. **Methodology.** To make the research, the mathematical model of the rotor flux-linkage channel of the vector control system of an asynchronous electric drive with parametric uncertainty was applied. The transfer function of the  $H_\infty$ -suboptimal regulator was calculated using the mixed sensitivity method. This transfer function was used to construct the regulator structural scheme in the form of a connection of proportional and integrating links and several adders. Analytical dependences of the coefficients of the regulator's transfer function on the parameters of links of such a connection are determined. These dependences served to researching the influence of uncertain parameters of the regulator links and the object on the stability of the robust system and the accuracy of flux-linkage stabilization. **Results.** Investigations of the robust system stability and the accuracy of flux-linkage stabilization in the Robust Control Toolbox are done. The curves of the flux-linkage transient processes and the Bode diagram for the open system at random variations of the indeterminate parameters of the object and the regulator links within the specified boundaries are constructed. A choice of variable parameters was carried out by the Monte Carlo method. By the scatter of the obtained curves of the transient processes, the accuracy of flux-linkage stabilization was determined, and according to the Bode diagram, stability reserves in the amplitude and the phase of the robust system were determined. A high accuracy of flux-linkage stabilization (deviation less than 1 %) in fairly wide ranges of changing the uncertain parameters of the object and the regulator, while maintaining the stability of the system with permissible reserves in amplitude and phase, is established. **Originality.** For the first time, analytical dependences of the coefficients of the transfer function of the  $H_\infty$ -suboptimal regulator on the parameters of its structural scheme, which represented in the form of a connection of proportional and integrating links, are obtained. The method for calculating the stability of a robust flux-linkage control system and the accuracy of its stabilization at random variations of the uncertain parameters of the object and the regulator links within the specified boundaries is developed. **Practical value.** The use of the proposed method allows, during the design of the regulator, to ensure the selection of its elements from standard series. References 10, figures 3.

**Key words:** electric drive, vector control, flux-linkage channel, stabilizing robust system, stability, accuracy.

В.М. Боев

## РАСЧЕТ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ С «НЕКОРРЕКТНЫМИ» НАЧАЛЬНЫМИ УСЛОВИЯМИ С ПОМОЩЬЮ ИНТЕГРАЛА ДЮАМЕЛЯ И РАЗРЫВНЫХ ФУНКЦИЙ

*Викладена методика розрахунку перехідних процесів з використанням інтеграла Дюамеля і розривних функцій. На конкретних прикладах розглянуто послідовність розрахунку «некоректних» задач шляхом розв'язання диференціальних рівнянь, складених за законами Кірхгофа, та за допомогою інтеграла Дюамеля. При цьому закони Кірхгофа і перехідна характеристика в інтегралі Дюамеля записуються за допомогою одиничних розривних функцій для електричного кола в цілому (до і після комутації). Показано, що використання розривних функцій для опису кусочно-неперервних вхідних сигналів і перемикачів в електричному колі розширює область застосування інтеграла Дюамеля. Бібл. 9, рис. 3. Ключові слова: перехідні процеси, інтеграл Дюамеля, розривні функції.*

*Излагается методика расчета переходных процессов с использованием интеграла Дюамеля и разрывных функций. На конкретных примерах излагается порядок расчета «некорректных» задач по дифференциальным уравнениям, составленным по законам Кирхгофа, и с помощью интеграла Дюамеля. При этом законы Кирхгофа и переходная характеристика в интеграле Дюамеля записываются с помощью единичных разрывных функций для электрической цепи в целом (до и после коммутации). Показано, что применение разрывных функций для описания кусочно-непрерывных входных сигналов и переключений в электрической цепи расширяет область применимости интеграла Дюамеля. Библ. 9, рис. 3. Ключевые слова: переходные процессы, интеграл Дюамеля, разрывные функции.*

**Состояние вопроса и постановка задачи.** В теоретической электротехнике основными методами расчета переходных процессов в электрических цепях являются: классический, операторный, частотный (спектральный) и основанный на использовании интеграла Дюамеля [1]. Областью предпочтительного применения интеграла Дюамеля являются электрические цепи с входным сигналом произвольной формы.

В последние годы появились публикации, в которых интеграл Дюамеля применяется для расчета процесса распространения электромагнитного поля (грозовых разрядов, промышленных помех и др.) в неоднородной среде [2, 3]. При этом полевая задача представляется схемой замещения в виде длинной линии или четырехполюсника [3, 4]. Переходная характеристика, необходимая для интеграла Дюамеля, определяется по схеме замещения. В работе [5] интеграл Дюамеля используется в процессе расчета электромагнитного поля в слоистой среде. Таким образом, интеграл Дюамеля остается востребованным методом и расширение области его применимости (в данном случае на электрические цепи с «некорректными» начальными условиями, когда законы коммутации в формулировке для тока в индуктивности и напряжения на емкости неприменимы) является актуальным.

К недостаткам интеграла Дюамеля относят требование нулевых начальных условий и невозможность учета переключений, изменяющих структуру электрической цепи (схемы). Эти ограничения могут быть нивелированы с помощью использования разрывных (ступенчатых) функций для описания кусочно-непрерывных входных сигналов и изменений структуры схемы при переключениях.

Включение электрической цепи на постоянное напряжение  $U_1$  при нулевых начальных условиях может рассматриваться как действие входного напряжения  $U = 1(t)U_1$  в уже включенной цепи [1], где  $1(t)$  – единичная функция Хевисайда (функция включения) (рис. 1). Это утверждение справедливо и для переменного входного напряжения  $u(t) = 1(t) \cdot u_1(t)$ . Тогда

интеграл Дюамеля может быть представлен в виде интеграла

$$i(t) = \int_{-0}^t u'(\Theta)h(t-\Theta)d\Theta, \quad i(t) = \int_{-t_0}^t u'(\Theta)h(t-\Theta)d\Theta, \quad (1)$$

где

$$u'(\Theta) = \left. \frac{du(t)}{dt} \right|_{t=\Theta} = [1(t)u_1(t)]' \Big|_{t=\Theta} = [\delta(t)u_1(0) + 1(t)u_1'(t)] \Big|_{t=\Theta} = \delta(\Theta)u_1(0) + 1(\Theta)u_1'(\Theta).$$

Тогда

$$\begin{aligned} i(t) &= \int_{-t_0}^t [\delta(\Theta)u_1(0) + 1(\Theta)u_1'(\Theta)]h(t-\Theta)d\Theta = \\ &= u_1(0)h(t) \int_{-t_0}^t \delta(\Theta)d\Theta + \int_{-t_0}^t u_1'(\Theta)h(t-\Theta) \cdot 1(\Theta)d\Theta = \quad (2) \\ &= u_1(0)h(t) + \int_0^t u_1'(\Theta)h(t-\Theta)d\Theta. \end{aligned}$$

Здесь учтено фильтрующее свойство единичной функции и  $\delta$  – функции.  $\Theta$  – время возникновения скачков напряжения, на которые разбивается входное напряжение  $u_1(t)$  в соответствии с физическим смыслом интеграла Дюамеля,  $(t - \Theta)$  – время действия каждого из скачков напряжения,  $h(t - \Theta)$  – переходная проводимость для каждого из скачков напряжения.

Формула (2) представляет собой одну из разновидностей интеграла Дюамеля. Формулы (1), (2) мы записали для тока. Но выходной функцией может быть напряжение (или ток) в любой ветви схемы электрической цепи и тогда переходную проводимость  $h(t - \Theta)$  следует заменить соответствующей переходной функцией по напряжению (или току).

Если входной сигнал  $u_1(t)$  начинает действовать при  $t < 0$ , то в формулах (1), (2) нижний предел интегрирования можно отнести в бесконечность  $t_0 = \infty$ .

© В.М. Боев

В работах [6, 7] показано, что переходный процесс, возникающий в электрической цепи под действием сложного кусочно-непрерывного сигнала (в том числе начинающего действовать при  $t = t_0 < 0$ ) может быть рассчитан двумя способами:

1. Описание входного сигнала и общего вида решения одним аналитическим выражением с помощью единичных ступенчатых функций и подстановка общего вида решения в дифференциальное уравнение для искомой величины.

2. По формулам интеграла Дюамеля. При этом описание входного сигнала одним аналитическим выражением с помощью разрывных (ступенчатых) функций позволяет использовать интеграл Дюамеля и для сигналов, начинающих действовать и при  $t = t_0 < 0$ .

В работах [6, 7] приведены примеры таких расчетов.

Ненулевые начальные условия имеют место в электрической цепи, когда переходной процесс возникает в результате изменения структуры цепи (подключение или отключение отдельных элементов цепи). Переходной процесс при этом также может быть рассчитан двумя рассматриваемыми способами:

1. Изменение параметров электрической цепи описывается с помощью разрывных функций и оказывается учтенным в дифференциальном уравнении для искомой величины. Входное напряжение полагаем включенным в некоторый предшествующий коммутации момент  $t = t_0 < 0$ . Решение дифференциального уравнения записываем с помощью разрывных функций как состоящее из двух частей (для  $t < 0$  и  $t > 0$ ) и подставляем в дифференциальное уравнение. Если до коммутации ( $t = 0$ ) процесс считать установившимся, то это и будет исходное состояние цепи с ненулевыми начальными условиями (при этом в решении для  $t < 0$  используем только принужденную составляющую).

2. В формулах интеграла Дюамеля входное напряжение также считаем начинающим действовать в момент  $t = t_0 < 0$ , что записывается с помощью разрывных функций. Переходную функцию  $h(t)$  (по току или напряжению) записываем с помощью разрывных функций как состоящую из двух частей, соответствующих схемам до и после коммутации.

В работах [6, 7] приведены примеры с переключениями в схемах, изменяющими активное сопротивление  $R$ . Вопрос о переходных процессах для общего случая, при переключениях, изменяющих индуктивность  $L$  и емкость  $C$  (когда законы коммутации в формулировке для тока в индуктивности и напряжения в емкости неприменимы) остается нерешенным, что и составляет предмет данной статьи.

**Цель статьи** – обосновать возможность расчета переходных процессов в электрической цепи с «некорректными» начальными условиями с помощью интеграла Дюамеля и разрывных функций.

**Основная часть.** Для описания скачкообразных изменений напряжений, токов и параметров электрической цепи будем использовать разрывные функции, записанные с помощью модуль-функции [6] (рис. 1):

- рис. 1,а:  $f_1(t) = 1(t-a) = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t-a|}{t-a} \right)$  – единичная функция Хевисайда;

- рис. 1,б:

$$f_2(t) = 1(t-a) + 1(b-t) - 1 = \frac{1}{2} \left( \frac{|t-a|}{t-a} - \frac{|t-b|}{t-b} \right), \quad a < b;$$

- рис. 1,в:  $f_3(t) = 1(b-t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t-b|}{t-b} \right)$  – обратная функция Хевисайда.

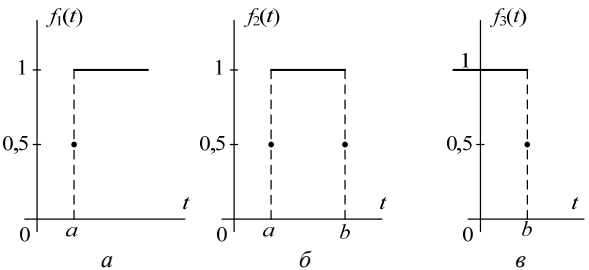


Рис. 1

Расчет будем вести и по дифференциальным уравнениям, составленным по законам Кирхгофа, и по интегралу Дюамеля. В первом случае законы Кирхгофа составляются для электрической цепи в целом (до и после коммутации), а различие этих цепей учитывается с помощью единичных разрывных функций. Во втором случае переходная характеристика в интеграле Дюамеля записывается для цепи в целом (до и после коммутации) с помощью единичных разрывных функций.

Рассмотрим схему (рис. 2), в которой ток в индуктивности изменяется скачком.

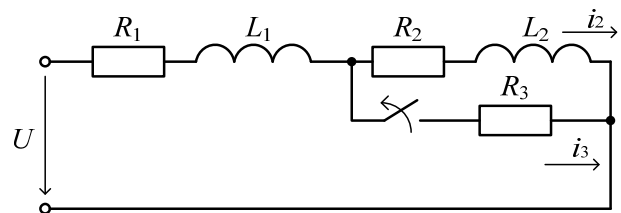


Рис. 2

Законы Кирхгофа для такой цепи:

$$R_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} = U; \quad (3)$$

$$R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} = R_3 i_3; \quad (4)$$

$$i_1 = i_2 + i_3 \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right). \quad (5)$$

Здесь мы учли изменение структуры параллельного участка с помощью единичных разрывных функций и законы Кирхгофа составили для цепи в целом (до и после коммутации).

Из (4) находим

$$i_3 = \frac{R_2}{R_3} i_2 + \frac{L_2}{R_3} \frac{di_2}{dt}.$$

Решение будем вести относительно тока  $i_2$ :

$$i_2(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) i_0(t) + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) i(t).$$

Тогда из уравнения (5) получим:



$$i_1(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) (i_0 + i_3) + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) i =$$

$$= \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \left( i_0 + \frac{R_2}{R_3} i_0 + \frac{L_2}{R_3} \frac{di_0}{dt} \right) + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) i.$$

Подставляем в уравнение (3):

$$\frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \left[ \left( 1 + \frac{R_2}{R_3} \right) R_1 i_0 + \frac{R_1}{R_3} L_2 \frac{di_0}{dt} \right] + L_1 \left[ \left( 1 + \frac{R_2}{R_3} \right) \frac{di_0}{dt} + \right.$$

$$\left. + \frac{L_2}{R_3} \frac{d^2 i_0}{dt^2} \right] \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) + L_1 \left[ \left( 1 + \frac{R_2}{R_3} \right) i_0 + \frac{L_2}{R_3} \frac{di_0}{dt} \right] (-\delta(t)) +$$

$$+ \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \left[ R_2 i_0 + L_2 \frac{di_0}{dt} \right] - \delta(t) i_0 L_2 + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \times$$

$$\times \left[ (R_1 + R_2) i + (L_1 + L_2) \frac{di}{dt} \right] + \delta(t) (L_1 + L_2) i =$$

$$= U = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) U + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) U.$$

Приравниваем множители при одинаковых разрывных функциях:

$$1) \quad \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) : \frac{R_3 + R_2}{R_3} \left( R_1 i_0 + \frac{di_0}{dt} L_1 \right) +$$

$$+ \frac{L_2}{R_3} \left( R_1 \frac{di_0}{dt} + L_1 \frac{d^2 i_0}{dt^2} \right) + R_2 i_0 + L_2 \frac{di_0}{dt} = U, \quad (6)$$

$$2) \quad \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) : (R_1 + R_2) i + (L_1 + L_2) \frac{di}{dt} = U, \quad (7)$$

$$3) \quad \delta(t) : L_1 \frac{R_3 + R_2}{R_3} i_0 + \frac{L_1 L_2}{R_3} \frac{di_0}{dt} + L_2 i_0 = (L_1 + L_2) i. \quad (8)$$

Равенство (6) – это дифференциальное уравнение цепи до коммутации:

$$\frac{L_1 L_2}{R_3} \frac{d^2 i_0}{dt^2} + \left( \frac{R_1}{R_3} L_2 + \frac{R_3 + R_2}{R_3} L_1 + L_2 \right) \frac{di_0}{dt} +$$

$$+ \frac{R_3 + R_2}{R_3} R_1 i_0 + R_2 i_0 = U.$$

Его решение:

$$i_0(t) = i_{пр} + i_{св} = i_{пр} + A_1 e^{k_1 t} + A_2 e^{k_2 t},$$

где  $i_{пр}$ ,  $i_{св}$  – принужденная и свободная составляющие тока соответственно.

Но до коммутации нас интересует установившийся процесс, т.е.  $i_{пр} = \text{const}$ :

$$i_{пр} = i_0 = \frac{UR_3}{(R_2 + R_3)R_1 + R_2 R_3} = i_2(0-). \quad (9)$$

Равенство (7) – это дифференциальное уравнение цепи после коммутации. Его решение:

$$i(t) = i_{пр} + i_{св} = \frac{U}{R_1 + R_2} + A e^{-\frac{t}{\tau}}; \quad \tau = \frac{L_1 + L_2}{R_1 + R_2}. \quad (10)$$

В уравнении (8) учтем, что  $di_0/dt = 0$ , т.к.

$$i_0 = i_{пр} = \text{const} \text{ и } \frac{R_3 + R_2}{R_3} i_0 = i_1(0-).$$

$$L_1 i_1(0-) + L_2 i_2(0-) = (L_1 + L_2) i_2(0+),$$

т.к. в наших обозначениях  $i(0) = i_2(0+)$ .

Таким образом, уравнение (8) – это первый закон коммутации для потокоцеплений.

Подставляем значения:

$$\left( \frac{R_2 + R_3}{R_3} L_1 + L_2 \right) \frac{UR_3}{R_1(R_2 + R_3) + R_2 R_3} =$$

$$= \left( \frac{U}{R_1 + R_2} + A \right) (L_1 + L_2).$$

Находим постоянную  $A$ :

$$A = \frac{U}{L_1 + L_2} \cdot \frac{(R_2 + R_3)L_1 + R_3 L_2}{R_1(R_2 + R_3) + R_2 R_3} - \frac{U}{R_1 + R_2} =$$

$$= \frac{UR_2(L_1 R_2 - L_2 R_1)}{(L_1 + L_2)(R_1 + R_2)(R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3)}. \quad (11)$$

Такое же решение получено в [8].

Если  $R_3 = 0$ , т.е. до коммутации участок  $(R_2 - L_2)$  был закорочен, то

$$A = \frac{U(L_1 R_2 - L_2 R_1)}{(L_1 + L_2)(R_1 + R_2)R_1},$$

что совпадает с решением, приведенным в [1].

Решим эту задачу с помощью интеграла Дюамеля и получим тот же результат. Считаем, что электрическая цепь до коммутации была включена на напряжение  $U$  в момент  $t = -t_0 < 0$

$$u(t) = \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t + t_0|}{t + t_0} \right) U. \quad (12)$$

Считая, что переходной процесс от включения к моменту коммутации  $t = 0$  уже закончился, запишем переходную проводимость схемы до коммутации для тока  $i_2$  по принужденной составляющей (9):

$$h_0(t) = \frac{R_3}{R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3}.$$

Переходная проводимость для схемы после коммутации, согласно (10), (11), равна:

$$h(t) = \frac{1}{R_1 + R_2} + \frac{R_2(L_1 R_2 - L_2 R_1)}{(L_1 + L_2)(R_1 + R_2)(R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3)} e^{-\frac{t}{\tau}}.$$

Тогда, согласно (1), получим:

$$i_2(t) = \int_{-t_0}^t u'(\Theta') \left[ \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) h_0(t - \Theta') + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) h(t - \Theta') \right] d\Theta' =$$

$$= \int_{-t_0}^t U \delta(\Theta + t_0) \left[ \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \frac{R_3}{R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3} + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \times \right.$$

$$\left. \times \left[ \frac{1}{R_1 + R_2} + \frac{R_2(L_1 R_2 - L_2 R_1)}{(L_1 + L_2)(R_1 + R_2)(R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3)} \right] \times \right.$$

$$\left. \times e^{-\frac{(t - \Theta - t_0)}{\tau}} \right] d\Theta = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \frac{R_3 U}{R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3} +$$

$$+ \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left[ \frac{U}{R_1 + R_2} + \right.$$

$$\left. + \frac{R_2(L_1 R_2 - L_2 R_1) U}{(R_1 R_2 + R_1 R_3 + R_2 R_3)(L_1 + L_2)(R_1 + R_2)} e^{-\frac{t}{\tau}} \right].$$

Здесь:  $\Theta' = \Theta + t_0$  – координата входного сигнала

$$\int_{-t'_0}^t \delta(\Theta + t_0) d\Theta = 1; \quad \int_{-t'_0}^t \delta(\Theta + t_0) f d\Theta = f(-t_0).$$

Здесь: нижний предел  $-t'_0$  меньше  $-t_0$  на бесконечно малую величину (т.е.  $-t'_0 = -t_0 - 0$ );

$$\frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) = 1 \quad (\text{при } t < 0) \text{ – множитель при токе до}$$

коммутации;

$$\frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) = 1 \quad (\text{при } t > 0) \text{ – множитель при токе}$$

после коммутации.

Эти множители в интегрировании по  $\Theta$  не учтывают, поскольку разделяют область действия формул переходной проводимости выходного сигнала до и после коммутации.

Рассмотрим схему с емкостным накопителем энергии, когда коммутация изменяет величину емкости в цепи (рис. 3).

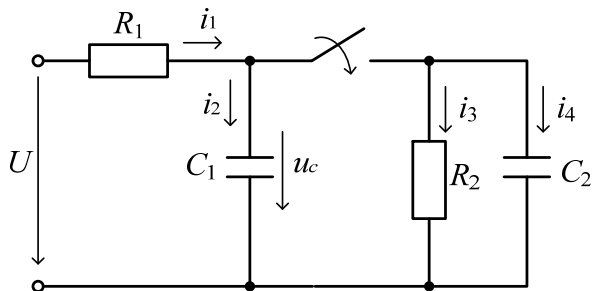


Рис. 3

Исходные данные:  $U = 60$  В,  $R_1 = R_2 = 1$  кОм,  $C_1 = 1$  мкФ,  $C_2 = 2$  мкФ. Определим  $i_1$ .

Законы Кирхгофа для схемы в целом (до и после коммутации):

$$R_1 i_1 + u_c = U;$$

$$i_1 = i_2 + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) (i_3 + i_4);$$

$$i_2 = c_1 \frac{du_c}{dt};$$

$$i_3 = \frac{u_c}{R_2};$$

$$i_4 = c_2 \frac{du_c}{dt}.$$

Подставляем токи в первое уравнение:

$$R_1 c_1 \frac{du_c}{dt} + u_c + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left( R_1 c_2 \frac{du_c}{dt} + \frac{R_1}{R_2} u_c \right) = U. \quad (13)$$

Напряжение  $u_c$  запишем как разделенную единичными разрывными функциями сумму напряжений до и после коммутации.

$$u_c(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) u_0 + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) u.$$

Подставляем в дифференциальное уравнение (13)

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \left[ u_0 + R_1 c_1 \frac{du_0}{dt} \right] - \delta(t) R_1 c_1 u_0 + \\ & + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left[ \left( 1 + \frac{R_1}{R_2} \right) u + R_1 (c_1 + c_2) \frac{du}{dt} \right] + \\ & + \delta(t) R_1 (c_1 + c_2) u = U. \end{aligned}$$

Приравняем множители при одинаковых разрывных функциях:

$$1) \quad \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right): R_1 c_1 \frac{du_0}{dt} + u_0 = U; \quad (14)$$

$$2) \quad \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right): R_1 (c_1 + c_2) \frac{du}{dt} + \left( 1 + \frac{R_1}{R_2} \right) u = U; \quad (15)$$

$$3) \quad \delta(t): -R_1 c_1 u_0 + R_1 (c_1 + c_2) u = 0. \quad (16)$$

Решение уравнения (14) для схемы до коммутации имеет вид:

$$u_0(t) = U + A e^{-\frac{t}{\tau}} = U - U e^{-\frac{-(t+t_0)}{\tau}}; \quad \tau = \frac{1}{R_1 c_1};$$

Так как до коммутации в некоторый момент времени  $t = -t_0 < 0$  произошло включение цепи  $(R_1 - c_1)$  на напряжение  $U$ , то этот переходный процесс считаем закончившимся до момента  $t = 0$ . Тогда:

$$u_0(t) = u_{c_1}(0-) = U.$$

Решение уравнения (15) для схемы после коммутации равно:

$$u_0(t) = \frac{UR_2}{R_2 + R_1} + A e^{-\frac{t}{\tau}} = 30 + A e^{-\frac{t}{\tau}};$$

$$\tau = (c_1 + c_2) \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Уравнение (16) – это второй закон коммутации для зарядов

$$c_1 u_0(0-) = (c_1 + c_2) u(0+),$$

то есть

$$c_1 u_{c_1}(0-) = (c_1 + c_2) u_c(0+).$$

После подстановки получим равенство для определения постоянной  $A$

$$c_1 U = (c_1 + c_2) \left[ \frac{UR_2}{R_1 + R_2} + A \right].$$

Отсюда:

$$A = U \left( \frac{c_1}{c_1 + c_2} - \frac{R_2}{R_1 + R_2} \right) = 60 \left( \frac{1}{3} - \frac{1}{2} \right) = -10.$$

Тогда:

$$u_c(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) 60 + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left( 30 - 10 e^{-\frac{2}{3} \cdot 10^3 t} \right).$$

Ток источника:

$$i_1(t) = (c_1 + c_2) \frac{du_c}{dt} + \frac{u_c}{R_2} = 3 \cdot 10^{-2} + 10^{-2} e^{-\frac{2}{3} \cdot 10^3 t}.$$

Такой же результат получен в [9].

Решим эту же задачу с помощью интеграла Дюамеля. Переходная характеристика цепи для напряжения до и после коммутации имеет вид:

$$h(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) \cdot 1 + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left[ \frac{R_2}{R_1 + R_2} + \left( \frac{c_1}{c_1 + c_2} - \frac{R_2}{R_1 + R_2} \right) e^{-\frac{(t-\Theta')}{\tau}} \right]$$

Считаем, что цепь до коммутации была включена в некоторый момент  $t = -t_0 < 0$  на напряжение (12) и этот переходной процесс закончился до момента коммутации  $t = 0$ . Тогда интеграл Дюамеля (1) будет иметь вид:

$$u_c(t) = \int_{-t_0}^t u'(\Theta') h(t - \Theta') d\Theta' = \int_{-t_0}^t U \delta(\Theta + t_0) \left[ \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \left[ \frac{R_2}{R_1 + R_2} + \left( \frac{c_1}{c_1 + c_2} - \frac{R_2}{R_1 + R_2} \right) \times e^{-\frac{(t-\Theta-t_0)}{\tau}} \right] \right] d\Theta = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{|t|}{t} \right) U + \frac{1}{2} \left( 1 + \frac{|t|}{t} \right) \times \left[ \frac{R_2 U}{R_1 + R_2} + U \left( \frac{c_1}{c_1 + c_2} - \frac{R_2}{R_1 + R_2} \right) e^{-\frac{t}{\tau}} \right]$$

Такое же решение для  $u_c$  было получено выше. Если в этом решении  $R_2 \rightarrow \infty$ , то получим решение для схемы (рис. 3) без  $R_2$ , которое приведено в [1]:

$$u_c(t) = U + U \left( \frac{c_1}{c_1 + c_2} - 1 \right) e^{-\frac{t}{\tau}}$$

#### Выводы.

1. Впервые обоснована возможность расчета переходных процессов в электрической цепи с «некорректными» начальными условиями с помощью интеграла Дюамеля и разрывных функций.

2. Предложенное решение задачи расчета переходных процессов в схеме электрической цепи с ненулевыми и «некорректными» начальными условиями с помощью интеграла Дюамеля, является более компактным по сравнению с известными.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники: В 2-х т. Учебник для вузов. Том 1. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 536 с.
2. Kochetov S.V., Wollenberg G. Stable and Effective Full-Wave PEEC Models by Full-Spectrum Convolution Macromodeling // IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. – 2007. – vol.49. – no.1. – pp. 25-34. doi: 10.1109/temc.2006.888183.
3. Конников И.А. Помехи элементарного источника электромагнитного поля в радиоэлектронном модуле // Технологии электромагнитной совместимости. – 2006. – №4. – С 18-26.
4. Elmore W.C. The Transient response of Damped Linear Networks with Particular Regard to wideband Amplifiers // Journal of Applied Physics. – 1948. – vol.19. – no.1. – pp. 55-63. doi: 10.1063/1.1697872.
5. Конников И.А. Расчет электромагнитного поля в слоистой среде // Электричество. – 2017. – №7. – С. 60-67.
6. Боев В.М. Использование разрывных функций для расчета переходных процессов и импульсных воздействий в линейных электрических цепях. 1. Переходные процессы // Электронное моделирование. – 2002. – Т.24. – №6. – С. 67-79.
7. Боев В.М. Использование разрывных функций для расчета переходных процессов и импульсных воздействий в ли-

- нейных электрических цепях. 2. Импульсные воздействия // Электронное моделирование. – 2003. – Т.25. – №1. – С. 83-97.
8. Рибалко М.П., Есауленко В.О., Костенко В.И. Теоретичні основи електротехніки. Лінійні електричні кола: Підручник. – Донецьк: Новий світ, 2003. – 513 с.
9. Шебес М.Р. Задачник по теории линейных электрических цепей. М.: Высшая школа, 1982. – 488 с.

#### REFERENCES

1. Neyman L.R., Demirchyan K.S. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki. V 2-kh t. T. 1* [Theoretical bases of electrical engineering. In 2 vols. Vol. 1]. Leningrad, Energoizdat Publ., 1981, p. 536. (Rus).
2. Kochetov S.V., Wollenberg G. Stable and Effective Full-Wave PEEC Models by Full-Spectrum Convolution Macromodeling. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*, 2007, vol.49, no.1, pp. 25-34. doi: 10.1109/temc.2006.888183.
3. Konnikov I.A. Interference of an elementary source of an electromagnetic field in an electronic module. *Technology of electromagnetic compatibility*, 2006, no.4, pp.18-26. (Rus).
4. Elmore W.C. The Transient response of Damped Linear Networks with Particular Regard to wideband Amplifiers. *Journal of Applied Physics*, 1948, vol.19, no.1, pp. 55-63. doi: 10.1063/1.1697872.
5. Konnikov I.A. Calculation of the electromagnetic field in a layered medium. *Electricity*, 2017, no.7, pp. 60-67. (Rus).
6. Boev V.M. The use of discontinuous functions for the calculation of transient processes and impulse actions in linear electric circuits. 1. Transient processes. *Electronic modeling*, 2002, vol.24, no.6, pp. 67-79. (Rus).
7. Boev V.M. The use of discontinuous functions for the calculation of transient processes and impulse actions in linear electric circuits. 2. Impulse effects. *Electronic modeling*, 2003, vol.25, no.1, pp. 83-97. (Rus).
8. Rybalko M.P., Esaulenko V.O., Kostenko V.I. *Teoretichni osnovi elektrotekhniki. Linijni elektrichni kola: Pidruchnik*. [Theoretical foundations of electrical engineering. Linear electric circuits: Textbook]. Donetsk, Novyi Svit Publ., 2003. 513 p. (Ukr).
9. Shebes M.P. *Zadachnik po teorii lineynyh elektricheskikh tsepej* [Tasks of problems in the theory of linear electrical circuits]. Moscow, Vysshaya Shkola Publ., 1982. 488 p. (Rus).

Поступила (received) 03.04.2018

Боев Вячеслав Михайлович, д.т.н., проф.,  
Национальный технический университет  
«Харьковский политехнический институт»,  
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,  
тел/phone +380 57 7076961

V.M. Boev

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

#### Calculation of transients in electrical circuits with «incorrect» initial conditions with the help of the Duhamel integral and discontinuous functions.

A technique for calculating transients using the Duhamel integral and discontinuous functions is presented. On specific examples, the procedure for calculating «incorrect» problems with respect to differential equations, compiled according to Kirchhoff laws, and using the Duhamel integral is presented. In this case, the Kirchhoff law and the transition characteristic in the Duhamel integral are written using unitary discontinuous functions for the electrical circuit as a whole (before and after commutation). It is shown that the application of discontinuous functions for describing piecewise continuous input signals and switching in an electric circuit extends the domain of applicability of the Duhamel integral. References 9, figures 3.

Key words: transients, Duhamel integral, discontinuous functions.

М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, С.В. Рудаков

## ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ В УКРАИНЕ НАТУРНЫХ ИСПЫТАНИЙ ОБЪЕКТОВ ЭНЕРГЕТИКИ, АВИАЦИОННОЙ И РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ НА СТОЙКОСТЬ К ВОЗДЕЙСТВИЮ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА ИСКУССТВЕННОЙ МОЛНИИ

*Викладено сучасне положення інструментального забезпечення в Україні натурних випробувань об'єктів промислової енергетики, авіаційної і ракетно-космічної техніки на стійкість до прямої (непрямої) дії на них імпульсного струму штучної блискавки. Показано, що подібні випробування технічних об'єктів на блискавкостійкість можуть проводитися в польових умовах на унікальному вітчизняному високовольтному сильнострумному електроустановці відповідно до вимог нормативних документів США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5416: 2013 і міжнародного стандарту IEC 62305-1: 2010. Описані основні технічні характеристики розроблених і створених в Україні для цілей натурних випробувань відмічених вище технічних об'єктів на блискавкостійкість двох потужних високовольтних генераторів струму блискавки (ГСБ) типу УИТОМ-1 і ГТМ-10/350, відтворюючих на випробовуваних об'єктах імпульси струму штучної блискавки з нормованими амплітудно-часовими параметрами згідно вказаних технічних документів. Приведені приклади і вказані результати натурних випробувань на описаних ГСБ деяких пристроїв технічних об'єктів на стійкість до прямої дії на них імпульсного струму штучної блискавки. Бібл. 20, табл. 2, рис. 15.*

*Ключові слова:* вітчизняні потужні високовольтні сильнострумні генератори струму блискавки, об'єкти енергетики, авіаційної і ракетно-космічної техніки, результати натурних випробувань деяких технічних об'єктів на стійкість до прямої дії імпульсного струму штучної блискавки.

*Изложено современное состояние инструментального обеспечения в Украине натурных испытаний объектов промышленной энергетики, авиационной и ракетно-космической техники на стойкость к прямому (косвенному) воздействию на них импульсного тока искусственной молнии. Показано, что подобные испытания технических объектов на молниестойкость могут проводиться в полевых условиях на уникальном отечественном высоковольтном сильноточном электрооборудовании в соответствии с требованиями нормативных документов США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5416: 2013 и международного стандарта IEC 62305-1: 2010. Описаны основные технические характеристики разработанных и созданных в Украине для целей натурных испытаний отмеченных выше технических объектов на молниестойкость двух мощных высоковольтных генераторов тока молнии (ГТМ) типа УИТОМ-1 и ГТМ-10/350, воспроизводящих на испытываемых объектах импульсы тока искусственной молнии с нормированными амплитудно-временными параметрами согласно указанных технических документов. Приведены примеры и указаны результаты натурных испытаний на описанных ГТМ некоторых устройств технических объектов на стойкость к прямому воздействию на них импульсного тока искусственной молнии. Библ. 20, табл. 2, рис. 15.*

*Ключевые слова:* отечественные мощные высоковольтные сильноточные генераторы тока молнии, объекты энергетики, авиационной и ракетно-космической техники, результаты натурных испытаний некоторых технических объектов на стойкость к прямому действию импульсного тока искусственной молнии.

**Введение.** Технический прогресс в современном обществе объективно приводит к усложнению используемой людьми разнообразной техники и активному применению в ней слаботочной электроники, чувствительной к действию на нее внешних мощных электромагнитных помех (МЭМП) [1]. Одним из источников таких МЭМП является длинный искровой разряд в воздушной атмосфере Земли грозового облака (молния) в землю, соседнее облако, защищаемый летательный аппарат или наземный объект [2-4]. Частота таких разрядов в земной тропосфере численно составляет в среднем около  $100 \text{ с}^{-1}$  [2, 3]. Накопленный в грозовом облаке за счет процессов биполярной электризации в теплых восходящих воздушных потоках его мелкодисперсных включений (например, мелких капель и паров воды, мелких твердых диэлектрических частиц, мелких гранул и кристаллов льда [5, 6]) суммарный электрический заряд величины  $\pm(50-200)$  Кл при указанном разряде грозового облака вызывает протекание в его плазменном канале мощного импульсного тока сложной временной формы амплитудой до  $\pm(30-200)$  кА [2, 3]. Так, руководящие технические документы США SAE ARP 5412: 2013 [7] и SAE ARP 5416: 2013 [8] определяют требования к нормированным амплитудно-временным параметрам (АВП) импульсов тока искусственной молнии,

генерируемых мощными высоковольтными генераторами тока молнии (ГТМ) и используемых при натурных испытаниях объектов авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость. Международный стандарт IEC 62305-1: 2010 [9] регламентирует действующие требования к нормированным АВП генерируемого мощным высоковольтным ГТМ аperiodического импульса тока искусственной молнии временной формы 10/350 мкс, характерного для короткого грозового удара в защищаемый наземный объект и применяемого при натурных испытаниях многих объектов промышленной энергетики на молниестойкость. Разработка, создание и практическое применение указанных ГТМ являются актуальными в мире задачами.

**Целью** статьи является изложение и анализ современного состояния инструментального обеспечения в Украине испытаний объектов энергетики, авиационной и ракетно-космической техники на стойкость к действию импульсного тока искусственной молнии.

**1. Общие сведения и основные АВП для импульсного тока искусственной молнии.** Согласно [10] при анализе рассматриваемых нами научно-технических задач понятие «стойкости» объекта к молнии включает в себя следующие три определения:

© М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, С.В. Рудаков

- «электромагнитную стойкость» объекта, под которой понимается способность исследуемого объекта противостоять действию наведенных от протекания импульсного тока линейной молнии в электрических цепях его составных элементов импульсных напряжений и токов до их определенного уровня с сохранением своего работоспособного состояния;

- «электротермическую стойкость» объекта, под которой понимается способность исследуемого объекта противостоять действию возникающей в динамическом режиме от протекания тока линейной молнии температуры нагрева материалов его конструктивных элементов до ее определенного уровня с сохранением своего работоспособного состояния;

- «электромеханическую стойкость» объекта, под которой понимается способность исследуемого объекта противостоять динамическому действию возникающих от протекания тока линейной молнии механических напряжений в материалах его конструктивных элементов до их определенного уровня с сохранением своего работоспособного состояния.

В этой связи при проведении мощных высоковольтных силовых ГТМ соответствующих комплексных испытаний технических объектов на молниестойкость приходится с соблюдением всех технических требований нормативных документов [7-9] для вынесения по результатам данных испытаний мотивированного заключения определять их указанные выше стойкости. Иногда программой и методикой испытаний технических объектов на молниестойкость бригада испытателей может ограничиваться и опытным определением их наиболее критичной стойкости к действию тока искусственной молнии с заданными нормированными АВП [10]. Как правило, испытания на молниестойкость технических объектов согласно [7-9] проводятся путем прямого воздействия плазменного канала имитированного грозового разряда на испытываемые элементы объекта. Возможны и испытания объектов путем косвенного воздействия указанного канала разряда на элементы объекта, размещенного вблизи прохождения молнии.

Согласно действующих технических требований [7, 8] при испытаниях устройств авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость могут использоваться следующие компоненты тока искусственной молнии, генерируемые в высоковольтных силовых цепях ГТМ: импульсная *A*- (или повторная импульсная *D*-), промежуточная *B*- и длительная *C*- (или укороченная длительная *C*<sup>\*</sup>-) компоненты тока искусственной молнии. В практике испытаний на молниестойкость различных устройств и систем самолетов гражданского и военного назначения наиболее часто применяются следующие комбинации указанных компонент тока молнии [7, 8, 11]: *A*- , *B*- и *C*- компоненты; *A*- , *B*- и *C*<sup>\*</sup>- компоненты; *D*- , *B*- и *C*<sup>\*</sup>- компоненты. Основные нормированные по [7, 8] АВП, характерные для таких компонент тока искусственной молнии в цепях ГТМ, сведены ниже в табл. 1.

Из данных табл. 1 и практики испытаний технических объектов на молниестойкость следует, что значения  $I_m$  и  $\tau_f$  определяют электромагнитную и электромеханическую стойкости испытываемых элементов объекта в условиях воздействия на них рас-

сматриваемых компонент тока искусственной молнии. В тоже время значения  $q_0$ ,  $\tau_p$  и  $J_a$  определяют тепловую энергию, выделяющуюся на испытываемом элементе технического объекта, и соответственно его электротермическую стойкость току молнии. Видно, что импульсная *A*- компонента и длительная *C*- компонента тока молнии являются основными составляющими в составе полного тока грозового разряда. Именно от них зависит молниестойкость объекта, испытываемого в разрядных цепях мощного ГТМ. Следует заметить, что при практической реализации мощного ГТМ на основе высоковольтных емкостных накопителей энергии (конденсаторных батарей) каждая из указанных в табл. 1 компонент тока искусственной молнии формируется на электрической нагрузке испытываемого элемента объекта отдельными конденсаторными батареями различной энергоемкости, имеющими различные зарядные напряжения. В этой связи задача синхронизации работы таких батарей в составе одного ГТМ выступает на первый план.

Таблица 1  
Нормированные АВП основных компонент тока искусственной молнии [7, 8]

Компонента тока молнии	$I_m$ , кА	$I_c$ , кА	$q_0$ , Кл	$J_a$ , 10 <sup>6</sup> Дж/Ом	$\tau_f$ , мкс	$\tau_p$ , мс
<i>A</i>	200±20	—	—	2±0,4	≤50	≤0,5
<i>B</i>	—	2±0,4	10±1	—	—	5±0,5
<i>C</i>	0,2÷0,8	—	200±40	—	—	(0,25÷1)·10 <sup>3</sup>
<i>C</i> <sup>*</sup>	—	0,4	6÷18	—	—	15÷45
<i>D</i>	100±10	—	—	0,25±0,05	≤25	≤0,5

Примечание.  $I_m$  – амплитуда импульса тока;  $I_c$  – среднее значение тока;  $q_0$  – количество протекшего заряда;  $J_a$  – интеграл действия импульса тока;  $\tau_f$ ,  $\tau_p$  – соответственно длительность фронта импульса между уровнями (0,1-0,9) $I_m$  и импульса тока на уровне ≤0,1 $I_m$ .

В соответствии с требованиями действующих стандартов [9, 12] объекты энергетики на молниестойкость испытываются аperiodическим импульсом тока временной формы 10/350 мкс обеих полярностей, генерируемым специальным мощным ГТМ. Нормированные АВП данного испытательного импульса тока искусственной молнии, соответствующего короткому удару грозового разряда в защищаемый технический объект, приведены в табл. 2.

Таблица 2  
Нормированные АВП аperiodического импульса тока временной формы 10/350 мкс [9, 12]

Наименование параметра импульса тока	Уровень молниезащиты объекта по стандарту IEC 62305-1: 2010		
	I	II	III-IV
Длительность фронта $\tau_f$ , мкс	10±2	10±2	10±2
Длительность импульса на полупаде $\tau_p$ (на уровне 0,5 $I_m$ ), мкс	350±35	350±35	350±35
Амплитуда тока $I_m$ , кА	200±20	150±15	100±10
Интеграл действия $J_a$ , 10 <sup>6</sup> Дж/Ом	10±3,5	5,6±1,96	2,5±0,875
Заряд $q_0$ , Кл	100±20	75±15	50±10



Из данных табл. 1 и 2 следует, что испытательный импульс тока 10/350 мкс по энергетическим показателям (прежде всего по значению интеграла его действия  $J_a$ ) существенно превышает соответствующие показатели для импульсной  $A$ - и повторной импульсной  $D$ - компонент тока искусственной молнии, применяемых при испытаниях летательных аппаратов на молниестойкость. Так, для I уровня молниезащиты наземного объекта при одних и тех же значениях амплитуды тока  $I_m = \pm(200 \pm 20)$  кА это отличие применительно к импульсной  $A$ - компоненте полного тока искусственной молнии составляет для интеграла действия тока  $J_a$  в пределах пяти раз.

В этой связи испытания технических объектов на молниестойкость с применением вместо импульсной  $A$ -компоненты тока искусственной молнии аperiodического импульса тока временной формы 10/350 мкс (случай короткого удара грозового разряда по [9, 12]) следует считать как более жесткие по сравнению с их испытаниями на молниестойкость согласно только требований [7, 8]. При этом не следует упускать из виду сильное электротермическое действие на металлические и композиционные элементы испытываемого объекта длительной  $C$ - компоненты тока искусственной молнии по [7, 8], переносимой через свою круглую опорную зону на объекте сравнительно небольшого наружного диаметра (до 6 мм [10]) огромные значения электрического заряда  $q_0$  (до  $\pm 200$  Кл).

**2. Генератор тока искусственной молнии типа УИТОМ-1.** В 2007 г. сотрудниками НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» на его экспериментальном полигоне (с. Андреевка, Харьковской обл.) был создан уникальный мощный высоковольтный сильноточный ГТМ типа УИТОМ-1 [11], способный в полевых условиях проводить испытания объектов авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость в соответствии с жесткими требованиями [7, 8]. Общий вид данного ГТМ приведен на рис. 1, а его принципиальная электрическая схема – на рис. 2. Из данной схемы видно, что мощный генератор типа УИТОМ-1 в своем составе содержит пять отдельных высоковольтных генераторов импульсного тока (ГИТ), формирующих на общей электрической (как правило, активно-индуктивной) нагрузке требуемые нормированные компоненты тока искусственной молнии. При этом виды компонент тока определяют название этих генераторов: ГИТ- $A$ , ГИТ- $B$ , ГИТ- $D$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$ .

Использование электрических переключателей в схеме на рис. 2 позволяет получать на общей нагрузке (ОИ) требуемую по [7, 8] комбинацию рассматриваемых токовых компонент. Генераторы ГИТ- $A$  и ГИТ- $D$  укомплектованы параллельно подключенными высоковольтными малоиндуктивными конденсаторами типа ИК-50-3 (номинальное напряжение  $\pm 50$  кВ; номинальная емкость 3 мкФ) соответственно в количестве 111 и 36 шт. При этом ГИТ- $A$  характеризуется номинальной запасаемой энергией 416 кДж, а ГИТ- $D$  – 135 кДж. Генераторы ГИТ- $B$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$  укомплектованы параллельно подсоединенными высоковольтными малоиндуктивными конденсаторами типа ИМ-5-140 (номинальное напряжение  $\pm 5$  кВ; номинальная емкость 140 мкФ) в количестве 18, 324 и 34 шт. соответственно.



Рис. 1. Общий вид мощного высоковольтного сильноточного генератора тока искусственной молнии типа УИТОМ-1 (на переднем плане находится рабочий стол с высоковольтным трехэлектродным воздушным управляемым коммутатором со стальными электродами на напряжение  $\pm 50$  кВ и импульсный синусоидальный ток молнии амплитудой до  $\pm 220$  кА, испытываемым образцом обшивки летательного аппарата и системой воздушной вытяжки, а на заднем плане – отдельные высоковольтные генераторы импульсных токов для соответствующих компонент тока  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $C^*$  и  $D$ ) [11]

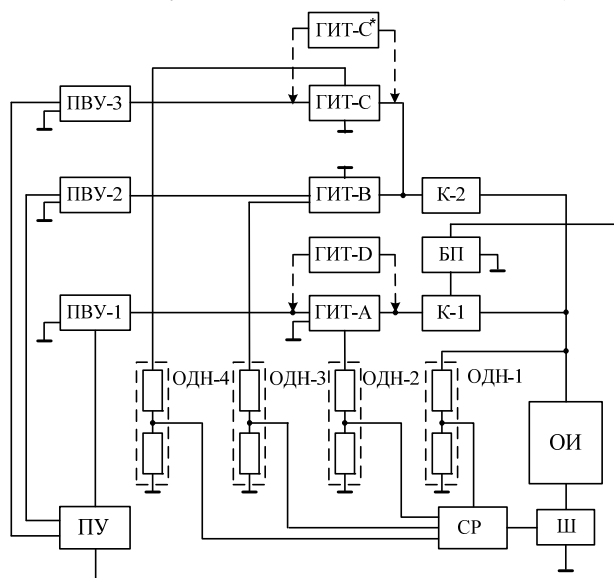


Рис. 2. Принципиальная блочная электрическая схема построения мощного генератора тока искусственной молнии типа УИТОМ-1, содержащего отдельные генераторы импульсного тока ГИТ- $A$ , ГИТ- $B$ , ГИТ- $D$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$  (К-1, К-2 – высоковольтные воздушные коммутаторы на  $\pm 50$  и  $\pm 5$  кВ; БП – блок поджига на  $\pm 100$  кВ; ПВУ-1, ПВУ-2 и ПВУ-3 – повысительно-выпрямительные устройства для заряда высоковольтных конденсаторов генераторов ГИТ- $A$ , ГИТ- $B$ , ГИТ- $D$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$ ; ПУ – пульт управления; ОДН-1, ОДН-2, ОДН-3 и ОДН-4 – омические делители напряжения для измерения напряжения на конденсаторах генераторов ГИТ- $A$ , ГИТ- $B$ , ГИТ- $D$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$ ; СР – система регистрации измеряемых напряжений и токов в цепях генераторов ГИТ- $A$ , ГИТ- $B$ , ГИТ- $D$ , ГИТ- $C$  и ГИТ- $C^*$ ; Ш – измерительный шунт; ОИ – объект испытаний) [11]

В этой связи они имеют номинальную энергоемкость 31,5, 567 и 59,5 кДж. В итоге номинальная энергоемкость мощного ГТМ типа УИТОМ-1 составляет примерно 1,21 МДж [11]. Каждый конденсатор гене-

раторов ГИТ-А, ГИТ-В, ГИТ-Д, ГИТ-С и ГИТ-С\* (при их общем количестве в 523 шт.) от аварийных режимов работы указанных конденсаторных батарей (например, электрической пробой изоляции одного из конденсаторов на стадии заряда или разряда) снабжен защитным устройством, установленном на его высоковольтном выводе и выполненном из нескольких параллельно подсоединенных защитных постоянных графито-керамических резисторов типа ТВО-60 номиналом 24 или 100 Ом [13].

Коммутация в силовых разрядных цепях генераторов ГИТ-А и ГИТ-Д осуществляется управляемым высоковольтным воздушным трехэлектродным разрядником каскадного типа К-1 (см. рис. 2) на номинальное напряжение  $\pm 50$  кВ [11, 14]. Данный разрядник управляется путем подачи на его средний электрод высоковольтного микросекундного импульса напряжения затухающей синусоидальной формы амплитудой до  $\pm 100$  кВ от специального пускового генератора типа ГВПИ-100 (БП на рис. 2). Для коммутации силовых разрядных цепей генераторов ГИТ-В, ГИТ-С и ГИТ-С\* используется высоковольтный воздушный двухэлектродный разрядник К-2 (см. рис. 2) на напряжение  $\pm 5$  кВ, прямоугольные электроды которого выполнены из эрозийноустойчивых графитовых щеток от мощной электрической машины [11, 14]. Разрядник К-2 срабатывает от пускового импульса напряжения, подаваемого от БП на разрядник К-1.

Измерение АВП формируемых А-, D-, В-, С- и С\*-компонент тока искусственной молнии выполняется одновременно при помощи одного специального силовоточного шунта (Ш) типа ШК-300, прошедшего государственную метрологическую аттестацию [11, 15]. ГТМ типа УИТОМ-1 укомплектован несколькими такими измерительными шунтами, имеющими различные коэффициенты преобразования  $S_p$ . Так, для измерения АВП А- и D- компонент тока искусственной молнии применяются шунты, имеющие данные коэффициенты примерно равными  $S_{iA} \approx 11,26 \cdot 10^3$  А/В и  $S_{iD} \approx 25 \cdot 10^3$  А/В. При измерении АВП В-, С- и С\*-компонент тока искусственной молнии используются те же шунты, но с коэффициентами преобразования, составляющими  $S_{iC} \approx 5,64 \cdot 10^3$  А/В и  $S_{iC^*} \approx 12,5 \cdot 10^3$  А/В.

На рис. 3 и 4 приведены типичные осциллограммы импульсной А- и длительной С- компонент тока искусственной молнии с нормированными АВП, зарегистрированные в силовоточных разрядных цепях генераторов ГИТ-А и ГИТ-С мощного ГТМ типа УИТОМ-1 с помощью указанных выше измерительных шунтов и цифровых запоминающих осциллографов серии Tektronix TDS 1012, размещенных вдали от данного ГТМ в заглубленном измерительном бункере.

Отметим, что при получении приведенных на рис. 3 и 4 токовых осциллограмм зарядное напряжение конденсаторов в мощном высоковольтном генераторе ГИТ-А составляло примерно  $U_{3A} \approx 29,7$  кВ, а в мощном высоковольтном генераторе ГИТ-С –  $U_{3C} \approx 4$  кВ. Сосредоточенная активно-индуктивная нагрузка в этом экспериментальном случае имела следующие электрические параметры: активное сопротивление около 0,1 Ом, а индуктивность примерно 1 мкГн [10].

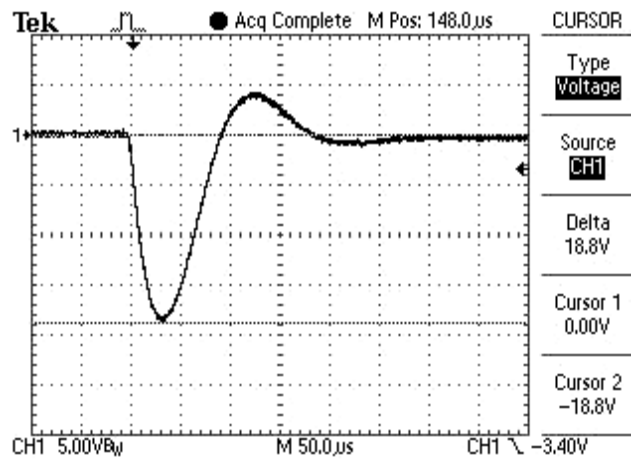


Рис. 3. Осциллограмма импульсной А-компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП в силовоточной разрядной цепи высоковольтного генератора ГИТ-А мощного отечественного ГТМ типа УИТОМ-1 ( $U_{3A} \approx 29,7$  кВ;  $I_{mA} \approx 212$  кА;  $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$  Дж/Ом;  $\tau_f \approx 32$  мкс;  $\tau_p \approx 500$  мкс; масштаб по вертикали – 56,3 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление)

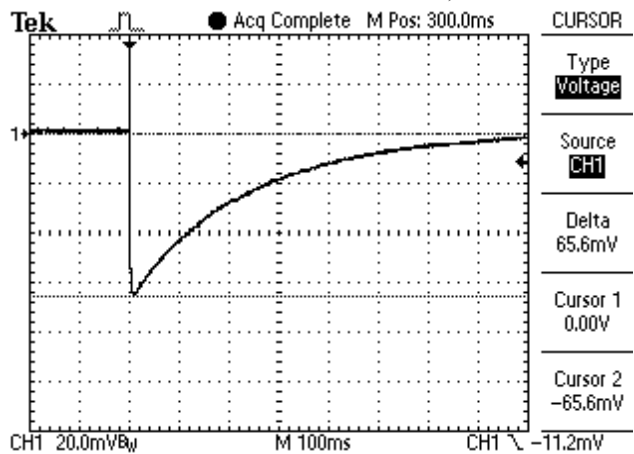


Рис. 4. Осциллограмма длительной С-компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП в силовоточной разрядной цепи высоковольтного генератора ГИТ-С\* мощного ГТМ типа УИТОМ-1 ( $U_{3C} \approx 4$  кВ;  $I_{mC} \approx 738$  А;  $q_{0C} \approx 182$  Кл;  $\tau_f \approx 9$  мс;  $\tau_p \approx 1000$  мс; масштаб по вертикали – 225 А/деление; масштаб по горизонтали – 100 мс/деление)

**2.1. Некоторые примеры и результаты натурных испытаний технических объектов на мощном ГТМ типа УИТОМ-1.** На рис. 5 и 6 показаны результаты прямого действия на опытную модель приемно-передающей антенны самолета отечественного производства импульсной А-компоненты тока искусственной молнии, нормированные по [7, 8] АВП которой соответствовали данным, указанным на рис. 3 ( $I_{mA} \approx 212$  кА;  $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$  Дж/Ом;  $\tau_f \approx 32$  мкс;  $\tau_p \approx 500$  мкс).

Из экспериментальных данных рис. 5 и 6 следует, что разработанная и созданная без учета требований по молниезащите опытная модель приемно-передающей антенны авиационной техники натурных испытаний согласно нормативных документов США SAE ARP 5416: 2013 [7] и SAE ARP 5416: 2013 [8] не выдержала: была разрушена и выведена из строя [10].

На рис. 7 приведены результаты прямого одновременного воздействия в силовоточных разрядных цепях ГТМ типа УИТОМ-1 на опытный листовой образец

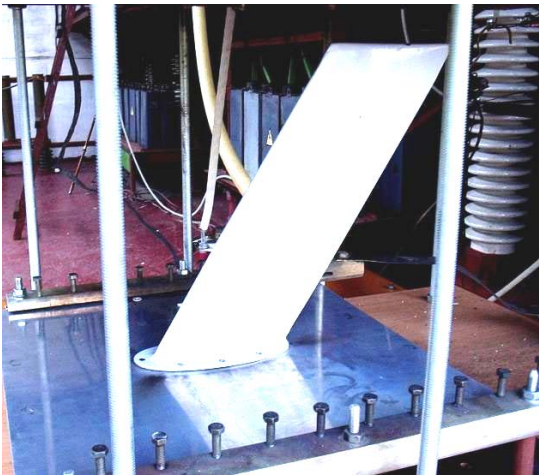


Рис. 5. Внешний вид опытной модели авиационной приемно-передающей антенны до прямого воздействия на нее в сильноточной разрядной цепи генератора ГИТ-А мощного ГТМ типа УИТОМ-1 импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии с нормированными по [7, 8] АВП [10]

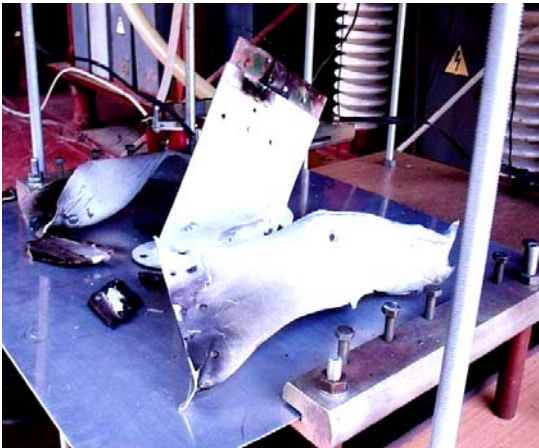


Рис. 6. Внешний вид опытной модели авиационной приемно-передающей антенны после прямого воздействия на нее в сильноточной разрядной цепи генератора ГИТ-А мощного ГТМ типа УИТОМ-1 импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии с нормированными по [7, 8] АВП [10]

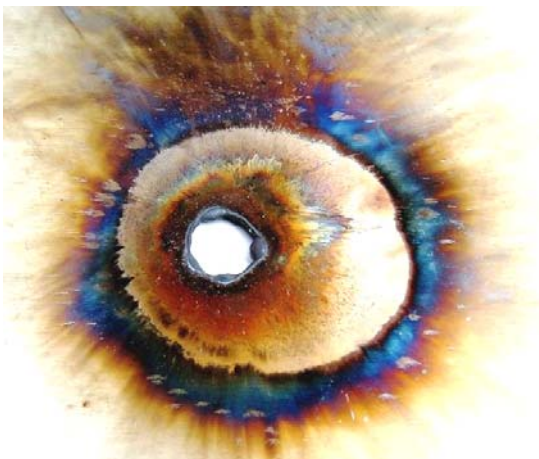


Рис. 7. Общий вид зоны поражения в опытном листовом образце из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т толщиной 1 мм от прямого одновременного воздействия на него импульсной *A*-компоненты ( $I_{mA} \approx 192$  кА;  $J_{aA} \approx 1,9 \cdot 10^6$  Дж/Ом;  $\tau \approx 34$  мкс;  $\tau_p \approx 500$  мкс) и длительной *C*-компоненты тока искусственной молнии ( $I_{mC} \approx 804$  А;  $q_{0C} \approx 165$  Кл;  $\tau \approx 9$  мс;  $\tau_p \approx 448$  мс), формируемых в сильноточных разрядных цепях мощного высоковольтного ГТМ типа УИТОМ-1 [16]

кровли технического сооружения из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т толщиной 1 мм нормированных по [7, 8] вначале импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии ( $I_{mA} \approx 192$  кА;  $J_{aA} \approx 1,9 \cdot 10^6$  Дж/Ом;  $\tau \approx 34$  мкс;  $\tau_p \approx 500$  мкс) и сразу за ней длительной *C*-компоненты тока имитированного грозового разряда ( $I_{mC} \approx 804$  А;  $q_{0C} \approx 165$  Кл;  $\tau \approx 9$  мс;  $\tau_p \approx 448$  мс).

Из данных рис. 7 видно, что при указанном токовом нагружении опытного стального листового образца происходит его округлое сквозное проплавление диаметром до 12 мм, обусловленное электротермическим действием используемой в эксперименте длительной *C*-компоненты тока имитированного грозового разряда [16, 17]. Из-за действия на рассматриваемый опытный образец из указанной нержавеющей стали импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии в округлой зоне диаметром до 58 мм наступает его поверхностное оплавление (на глубину до 50 мкм) с характерными цветами побежалости [16, 17].

На рис. 8 представлены результаты поражающего воздействия импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии с нормированными по [7, 8] АВП, указанными на рис. 3 ( $I_{mA} \approx 212$  кА;  $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$  Дж/Ом;  $\tau \approx 32$  мкс;  $\tau_p \approx 500$  мкс), на опытный листовый образец композиционной обшивки самолета толщиной 3 мм и размером в плане 500×500 мм. В этом случае многослойный композит испытываемого образца в своем составе имел стеклопластик с эпоксидной матрицей, углепластик с эпоксифенольной матрицей и несколько тонких планарных металлических сеточек, выполняющих роль упрочнителя исследуемого композиционного материала [10, 18]. Видно, что рассматриваемого воздействия плазменного канала искусственной молнии данный образец не выдерживает.



Рис. 8. Общий вид зоны повреждения диаметром до 100 мм со сквозным прожогом в опытном листовом образце толщиной 3 мм композиционной обшивки самолета, испытываемого в сильноточной цепи мощного ГТМ типа УИТОМ-1, при прямом воздействии на него нормированной по [7, 8] импульсной *A*-компоненты тока искусственной молнии [10]

**3. Генератор тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350.** В 2014 г. на указанном в разделе 2 экспериментальном полигоне НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» был создан уникальный мощный высоковольтный сильноточный генератор тока короткого удара грозового разряда типа ГТМ-10/350 [19], на



котором в полевых условиях могут проводиться натурные испытания наземных объектов промышленной энергетики на молниестойкость в соответствии с жесткими требованиями [9, 12]. Общий вид этого ГТМ приведен на рис. 9, а на рис. 10 представлена его принципиальная электрическая схема. Видно, что в состав указанного ГТМ входят четыре мощных высоковольтных генератора импульсных токов: ГИТ-1, ГИТ-2, ГИТ-3 и ГИТ-4. Генераторы ГИТ-1 – ГИТ-3 укомплектованы высоковольтными импульсными конденсаторами типа ИК-50-3 (номинальное напряжение  $\pm 50$  кВ; номинальная емкость 3 мкФ), а генератор ГИТ-4 – высоковольтными импульсными конденсаторами типа ИМ2-5-140 (номинальное напряжение  $\pm 5$  кВ; номинальная емкость 140 мкФ) [19]. В генераторах ГИТ-1 – ГИТ-3 их конденсаторы (соответственно в количестве 16, 44 и 111 шт.) включены параллельно на номинальное напряжение  $\pm 50$  кВ, а в генераторе конденсаторы ГИТ-4 (288 шт.) – последовательно-параллельно (по два последовательно соединенных конденсатора в каждой из 144 параллельно включенных секций) на номинальное напряжение  $\pm 10$  кВ. В этой связи номинальная энергоемкость для указанных генераторов составляет для: ГИТ-1 – 60 кДж; ГИТ-2 – 165 кДж; ГИТ-3 – 416 кДж; ГИТ-4 – 504 кДж. В результате суммарная номинальная энергоемкость мощного генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 оказывается примерно равной 1,15 МДж [19]. Сосредоточенные емкости  $C1 – C4$  для генераторов ГИТ-1 – ГИТ-4 составляют соответственно (см. рис. 10) 48, 132, 333 и 10080 мкФ. Собственные активные сопротивления  $R1 – R4$  низкоомных разрядных цепей для данных генераторов примерно равны соответственно 375, 136, 57 и 83 мОм. Собственные индуктивности  $L1 – L4$  для низкоиндуктивных разрядных цепей указанных генераторов ГИТ-1 – ГИТ-4 соответственно составляют около 1, 1,3, 2,5 и 1,5 мкГн. Формирующие индуктивности  $L31$  и  $L41$  (см. рис. 10) выбраны примерно равными 40 и 7 мкГн.



Рис. 9. Общий вид мощного высоковольтного сильноточного генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 (на переднем плане находится его рабочий стол с размещенным сверху на нем управляемым высоковольтным трехэлектродным воздушным коммутатором с графитовыми электродами на напряжение  $\pm 50$  кВ и импульсный аперийодический ток молнии амплитудой до  $\pm 220$  кА и испытываемым образцом кабельно-проводниковой продукции, а на заднем плане – электротехнические элементы зарядно-разрядных цепей его отдельных высоковольтных генераторов импульсных токов ГИТ-1, ГИТ-2, ГИТ-3 и ГИТ-4) [19]

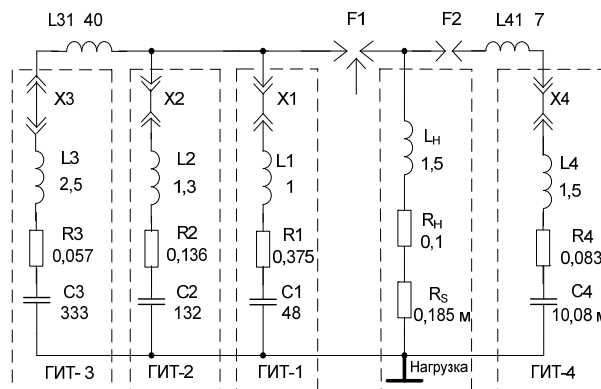


Рис. 10. Принципиальная электрическая схема замещения сильноточных разрядных цепей четырех отдельных высоковольтных генераторов ГИТ-1 – ГИТ-4 в составе мощного генератора импульса тока 10/350 мкс искусственной молнии типа ГТМ-10/350 ( $X1–X4$  – токопроводящие перемычки разрядных цепей генераторов ГИТ-1 – ГИТ-4) [19]

Активно-индуктивная нагрузка в схеме на рис. 10 содержит сосредоточенное активное сопротивление  $R_H \approx 0,1$  Ом и сосредоточенную индуктивность  $L_H \approx 1,5$  мкГн. Последовательно с электрическими параметрами нагрузки включено собственное активное сопротивление  $R_S$  измерительного шунта типа ШК-300, численно составляющее около 0,185 мОм [11, 15]. Такое значение  $R_S$  практически не влияет на электромагнитные процессы в разрядных цепях ГТМ и электрических цепях испытываемого наземного объекта.

Коммутация сильноточных разрядных цепей генераторов ГИТ-1 – ГИТ-3 в составе мощного генератора тока короткого грозового удара типа ГТМ-10/350 осуществляется специально созданным для этих целей трехэлектродным воздушным управляемым коммутатором с графитовыми электродами (рис. 11) [19].

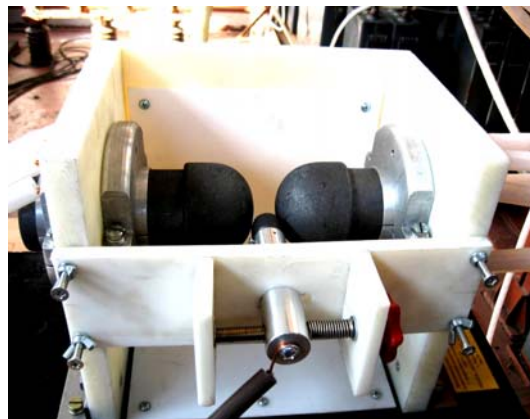


Рис. 11. Внешний вид высоковольтного трехэлектродного воздушного управляемого коммутатора  $F1$  с графитовыми электродами на номинальное постоянное напряжение  $\pm 50$  кВ и импульсный ток искусственной молнии временной формы 10/350 мкс амплитудой до  $\pm 220$  кА в цепи ГТМ [19]

Что касается коммутации разрядной цепи генератора ГИТ-4, то выполняется она с помощью двухэлектродного воздушного коммутатора  $F2$  с графитовыми электродами на номинальное напряжение  $\pm 10$  кВ и импульсный ток до  $\pm 100$  кА. Запускается коммутатор  $F2$  импульсным перенапряжением, возникающим на электрической нагрузке при срабатывании коммутатора  $F1$  и начале протекания в ней импульсного разрядного тока от генераторов ГИТ-1 – ГИТ-3.

На рис. 12 приведена осциллограмма полученного в разрядной цепи генератора ГТМ-10/350 с низкоомной активно-индуктивной нагрузкой ( $R_H \approx 0,1 \text{ Ом}$ ;  $L_H \approx 1,5 \text{ мкГн}$ ) апериодического импульса тока искусственной молнии с нормированными по [9, 12] АВП.

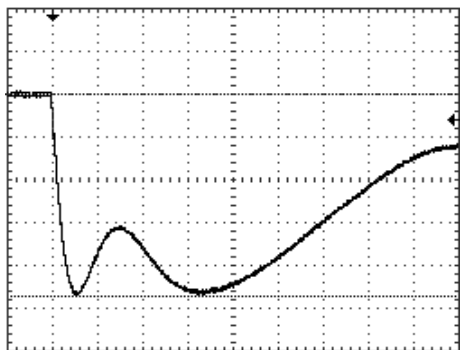


Рис. 12. Осциллограмма апериодического импульса тока временной формы 15/340 мкс в сильноточной разрядной цепи мощного высоковольтного генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 с низкоомной  $RL$ -нагрузкой ( $U_{C1-3} \approx 15 \text{ кВ}$ ;  $U_{C4} \approx 2,25 \text{ кВ}$ ;  $I_m \approx 106 \text{ кА}$ ;  $J_a \approx 3,03 \cdot 10^6 \text{ Дж/Ом}$ ;  $q_0 \approx 52,2 \text{ Кл}$ ;  $\tau_f \approx 15 \text{ мкс}$ ;  $\tau_p \approx 340 \text{ мкс}$ ;  $R_H \approx 0,1 \text{ Ом}$ ;  $L_H \approx 1,5 \text{ мкГн}$ ; масштаб по вертикали – 22,52 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление) [19]

Зарядное напряжение  $U_{C1-3}$  отрицательной полярности всех конденсаторов для генераторов ГИТ-1 – ГИТ-3 в этом случае составляло около 15 кВ, а зарядное напряжение  $U_{C4}$  той же полярности отдельных конденсаторов для генератора ГИТ-4 – около 2,25 кВ.

**3.1. Некоторые примеры и результаты натуральных испытаний объектов энергетики на мощном генераторе тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350.** На рис. 13 показан рабочий стол генератора типа ГТМ-10/350 с подготовленным по требованиям [9, 12] до испытаний на электротермическую стойкость к прямому действию импульса тока искусственной молнии 10/350 мкс опытным образцом радиочастотного коаксиального кабеля марки РК 50-7-11 с поясной полиэтиленовой изоляцией (ПЭТ), имеющего расщепленную медную жилу сечением  $S \approx 3,2 \text{ мм}^2$ .

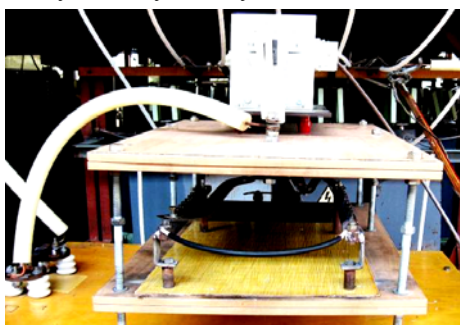


Рис. 13. Внешний вид рабочего стола генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 с закрепленной на его стальных электродах расщепленной круглой медной жилы сечением  $3,2 \text{ мм}^2$  и длиной 0,5 м радиочастотного коаксиального кабеля марки РК 50-7-11 со сплошной ПЭТ изоляцией и его «заглушенной» наружной медной оплеткой до воздействия на него апериодического импульса тока 17/310 мкс грозового разряда амплитудой  $\sim 82,9 \text{ кА}$  [20]

Прямого воздействия в сильноточной разрядной цепи мощного генератора типа ГТМ-10/350 апериодического импульса тока 17/310 мкс ( $I_m \approx 82,9 \text{ кА}$ ;  $J_a \approx 1,59 \cdot 10^6$

Дж/Ом;  $q_0 \approx 36,3 \text{ Кл}$ ;  $\tau_f \approx 17 \text{ мкс}$ ;  $\tau_p \approx 310 \text{ мкс}$ ) на свою медную жилу данный кабель не выдержал. При плотности тока в медной жиле около  $\delta_m \approx I_m/S \approx 25,9 \text{ кА/мм}^2$  произошел ее электрический взрыв (ЭВ), приведший к разрушению кабеля и его выходу из строя.

На рис. 14 приведена наглядная демонстрация явления ЭВ сплошной алюминиевой жилы сечением  $6 \text{ мм}^2$  сетевого провода марки АППВнг2×6 с поливинилхлоридной (ПВХ) изоляцией, наступившего при подаче на нее в разрядной цепи мощного генератора типа ГТМ-10/350 апериодического импульса тока временной формы 17/265 мкс положительной полярности ( $I_m \approx 83,8 \text{ кА}$ ;  $J_a \approx 1,41 \cdot 10^6 \text{ Дж/Ом}$ ;  $q_0 \approx 31,7 \text{ Кл}$ ;  $\tau_f \approx 17 \text{ мкс}$ ;  $\tau_p \approx 265 \text{ мкс}$ ) [20]. Укажем, что плотность тока в алюминиевой жиле провода при этом составляла  $\delta_m \approx I_m/S \approx 14 \text{ кА/мм}^2$ . На рис. 15 представлена осциллограмма этого испытательного импульса тока короткого удара грозового разряда. Из сравнения данных рис. 12 и 15 следует, что протекающие при испытаниях на молниестойкость согласно требований [9, 12] электрофизические процессы в элементах испытываемого объекта могут существенно деформировать прежде всего спадающую часть импульса тока искусственной молнии. Особенно явно это проявляется при ЭВ токопроводящих элементов объекта, прерывающих протекание в нем импульса тока имитированного грозового разряда от генератора типа ГТМ-10/350.

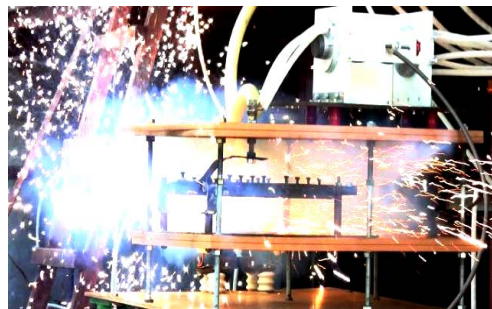


Рис. 14. Общий вид явления ЭВ сплошной круглой алюминиевой жилы сечением  $6 \text{ мм}^2$  сетевого провода марки АППВнг2×6 с ПВХ изоляцией в сильноточной разрядной цепи мощного высоковольтного генератора типа ГТМ-10/350 ( $U_{C1-3} \approx 15 \text{ кВ}$ ;  $U_{C4} \approx 2,1 \text{ кВ}$ ;  $I_m \approx 83,8 \text{ кА}$ ;  $J_a \approx 1,41 \cdot 10^6 \text{ Дж/Ом}$ ;  $q_0 \approx 31,7 \text{ Кл}$ ;  $\tau_f \approx 17 \text{ мкс}$ ;  $\tau_p \approx 265 \text{ мкс}$ ) [20]

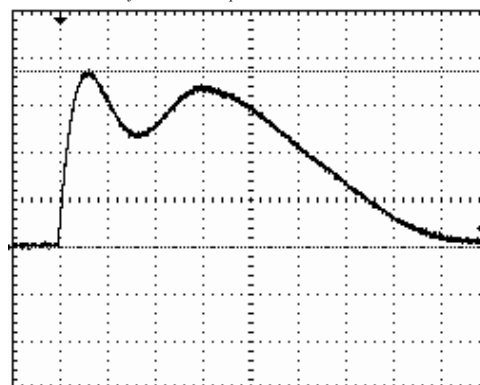


Рис. 15. Осциллограмма апериодического импульса тока 17/265 мкс искусственной молнии в сильноточной разрядной цепи мощного высоковольтного генератора ГТМ-10/350 при ЭВ сплошной круглой алюминиевой жилы сечением  $6 \text{ мм}^2$  и длиной 0,5 м сетевого провода марки АППВнг2×6 с ПВХ изоляцией ( $U_{C1-3} \approx 15 \text{ кВ}$ ;  $U_{C4} \approx 2,1 \text{ кВ}$ ;  $I_m \approx 83,8 \text{ кА}$ ;  $J_a \approx 1,41 \cdot 10^6 \text{ Дж/Ом}$ ;  $q_0 \approx 31,7 \text{ Кл}$ ;  $\tau_f \approx 17 \text{ мкс}$ ;  $\tau_p \approx 265 \text{ мкс}$ ; масштаб по вертикали – 22,52 кА/деление; масштаб по горизонтали – 50 мкс/деление) [20]



## Выводы.

1. Анализ современного состояния в Украине инструментального обеспечения натуральных испытаний объектов промышленной энергетики, авиационной и ракетно-космической техники на молниестойкость показывает, что на отечественном высоковольтном сильноточном электрооборудовании, включающем уникальные мощные генераторы типа УИТОМ-1 и ГТМ-10/350, разработанные и созданные в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», могут проводиться в полевых условиях сертификационные электромагнитные испытания элементов и систем указанных объектов на прямое или косвенное воздействие импульсного тока искусственной молнии, соответствующие требованиям действующих нормативных документов США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5416: 2013 и международного стандарта IEC 62305-1: 2010.

2. Приведенные результаты и мировой опыт поражающего действия на технические и биологические объекты линейной молнии, развивающейся и протекающей в воздушной тропосфере нашей планеты, однозначно указывают на необходимость проведения рассматриваемых натуральных испытаний элементов конструкций и инженерных сетей летательных аппаратов и наземных энергообъектов на комплексную стойкость к воздействию импульсного тока молнии.

3. Проведенные в последние годы на мощных генераторах типа УИТОМ-1 и ГТМ-10/350 реальные натурные испытания на молниестойкость и пожарную безопасность объектов отечественной и зарубежной авиационной техники (например, бортовых приемно-передающих радиотехнических устройств, металлических и композиционных элементов обшивок самолетов предприятия «Антонов» и корпорации «Boeing») и промышленной энергетики (например, опытных образцов многослойных панелей с наружным слоем из тонкой листовой нержавеющей стали дорогостоящего крупногабаритного защитного контейнера 4-го энергоблока Чернобыльской АЭС) свидетельствуют о полном соответствии технических характеристик отечественных генераторов тока искусственной молнии высоким требованиям действующих в ведущих странах мира нормативных документов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 42: Electronics: retrospective view, successes and prospects of its development // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2018. – no.1. – pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.01.
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. Кужекин И.П., Ларионов В.П., Прохоров Е.Н. Молния и молниезащита. – М.: Знак, 2003. – 330 с.
4. Дьяков А.Ф., Кужекин И.П., Максимов Б.К., Темников А.Г. Электромагнитная совместимость и молниезащита в электроэнергетике / Под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Издательский дом МЭИ, 2009. – 455 с.
5. Бортник И.М., Белоголовский А.А., Верещагин И.П., Вершинин Ю.Н., Калинин А.В., Кучинский Г.С., Ларионов В.П., Монастырский А.Е., Орлов А.В., Темников А.Г., Пинталь Ю.С., Сергеев Ю.Г., Соколова М.В. Электрофизические основы техники высоких напряжений: Учебник для ВУЗов / Под общей ред. проф. И.П. Верещагина. – М.: Издательский дом МЭИ. – 2010. – 704 с.
6. Baranov M.I. New hypothesis and electrophysics nature of additional mechanisms of origin, accumulation and division of electric charges in the atmospheric clouds of Earth // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2018. – no.1. – pp. 46-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.07.

7. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
8. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
9. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.
10. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 3 томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Харьков: Точка, 2010. – 407 с.
11. 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.
12. Национальный стандарт Российской Федерации ГОСТ Р МЭК 62305-1-2010. «Менеджмент риска. Защита от молнии. Часть 1: Общие принципы». – М.: Стандартинформ, 2011. – 46 с.
13. Baranov M.I. Improvement of resistance protection of high-voltage capacitors of powerful capacitive energy storage systems from emergency overcurrent // *Russian Electrical Engineering*. – 2017. – vol.88. – no.1. – pp. 19-22. doi: 10.3103/S1068371217010060.
14. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Nosenko M.A. High-voltage high-current air-filled spark gaps of an artificial-lightning-current generator // *Instruments and Experimental Techniques*. – 2008. – vol.51. – no.6. – pp. 833-837. doi: 10.1134/s0020441208060109.
15. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. A coaxial disk shunt for measurement in the high-current circuit of high-voltage generator of storm discharges of pulses of current of artificial lightning with the integral of action up to  $15 \cdot 10^6$  J/Ohm // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2017. – no.5. – pp. 45-50. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.07.
16. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. Results of calculation-experimental investigations of electro-thermal resistibility of sheet steel samples to action of rational components of pulsed current of artificial lightning // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2016. – no.3. – pp. 40-49. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.07.
17. 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.
18. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 41: Composite materials: their classification, technologies of making, properties and application domains in modern technique // *Electrical engineering & electromechanics*. – 2017. – no.6. – pp. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.01.
19. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10/350  $\mu$ s with an amplitude of  $\pm$  (100-200) kA // *Instruments and Experimental Techniques*. 2015. – vol.58. – no.6. – pp. 745-750. doi: 10.1134/S0020441215060032.
20. 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. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 42: Electronics: retrospective view, successes and prospects of its development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.01.
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. Kuzhekin I.P., Larionov V.P., Prohorov E.N. *Molnija i molnieszashchita* [Lightning and protection from lightning]. Moscow, Znack Publ., 2003. 330 p. (Rus).
4. Dyakov A.F., Kuzhekin I.P., Maksimov B.K., Temnikov A.G. *Elektromagnitnaya sovmestimost' i molnieszashchita v elektroenergetike* [Electromagnetic compatibility and lightning protection in the power]. Moscow, MEI Publishing House, 2009. 455 p. (Rus).

5. Bortnik I.M., Beloglovskiy A.A., Vereshchagin I.P., Vershinin Yu.N., Kalinin A.V., Kuchinskiy G.S., Larionov V.P., Monastyrskiy A.E., Orlov A.V., Temnikov A.G., Pital' Yu.S., Sergeev Yu.G., Sokolova M.V. *Elektrofizicheskie osnovy tekhniki vysokih napryazhenij* [Electrophysics bases of technique of high voltage]. Moscow, Publishing house of MEI, 2010. 704 p. (Rus).
6. Baranov M.I. New hypothesis and electrophysics nature of additional mechanisms of origin, accumulation and division of electric charges in the atmospheric clouds of Earth. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.1, pp. 46-53. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.07.
7. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
8. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
9. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.
10. Baranov M.I. *Izbrannye 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).
11. 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.
12. GOST R MEK 62305-1-2010. *Menedzhment riska. Zashhita ot molnii. Chast' 1: Obshhie principy* [GOST R IEC 62305-1-2010. Risk management. Protection from lightning. Part 1: General principles]. Moscow, Standartinform Publ., 2011, 46 p. (Rus).
13. Baranov M.I. Improvement of resistance protection of high-voltage capacitors of powerful capacitive energy storage systems from emergency overcurrent. *Russian Electrical Engineering*, 2017, vol.88, no.1, pp. 19-22. doi: 10.3103/S1068371217010060.
14. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Nosenko M.A. High-voltage high-current air-filled spark gaps of an artificial-lightning-current generator. *Instruments and Experimental Techniques*, 2008, vol.51, no.6, pp. 833-837. doi: 10.1134/s0020441208060109.
15. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. A coaxial disk shunt for measurement in the high-current circuit of high-voltage generator of storm discharges of pulses of current of artificial lightning with the integral of action up to  $15 \cdot 10^6$  J/Ohm. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.5, pp. 45-50. doi: 10.20998/2074-272X.2017.5.07.
16. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. Results of calculation-experimental investigations of electro-thermal resistibility of sheet steel samples to action of rationed components of pulsed current of artificial lightning. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.3, pp. 40-49. doi: 10.20998/2074-272X.2016.3.07.
17. 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.
18. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 41: Composite materials: their classification, technologies of making, properties and application domains in modern technique. *Electrical engineering & electromechanics*, 2017, no.6, pp. 3-13. doi: 10.20998/2074-272X.2017.6.01.
19. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10/350  $\mu$ s with an amplitude of  $\pm$  (100-200) kA. *Instruments and Experimental Techniques*, 2015, vol.58, no.6, pp. 745-750. doi: 10.1134/S0020441215060032.
20. 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) 10.05.2018

Баранов Михаил Иванович<sup>1</sup>, д.т.н., гл.н.с.,  
Буряковский Сергей Геннадиевич<sup>1</sup>, д.т.н., директор,  
Рудаков Сергей Валерьевич<sup>2</sup>, к.т.н., доц.,  
<sup>1</sup> 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

<sup>2</sup> Национальный университет гражданской защиты Украины,  
61023, Харьков, ул. Чернышевского, 94,  
тел/phone +38 057 7073438,  
e-mail: serg\_73@i.ua

M.I. Baranov<sup>1</sup>, S.G. Buriakovskiy<sup>1</sup>, S.V. Rudakov<sup>2</sup>  
<sup>1</sup> Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,  
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,  
47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.  
<sup>2</sup> National University of Civil Protection of Ukraine,  
94, Chernyshevskaya Str., Kharkiv, 61023, Ukraine.

**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.**

**Purpose.** Presentation and analysis of the modern state of the tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to the action of pulsed current of artificial lightning. **Methodology.** Electrophysics bases of technique of high-voltage and high pulsed currents, theoretical bases of electrical engineering, engineering of high electric and magnetic fields. **Scientific methods of analysis of research and technical information.** **Results.** Information regarding the modern consisting of Ukraine of high-voltage high-current pulsed engineering intended for the leadthrough of model tests of aircrafts and power objects on resistibility to the direct or indirect action on them of pulsed current of artificial lightning in accordance with the requirements of normative documents of the USA SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5416: 2013 and International Standard IEC 62305-1: 2010. Basic technical descriptions are presented of developed and created in Ukraine for the aims of model tests of the technical objects marked higher on resistibility to lightning of two powerful high-voltage generators of current of lightning (GCL) of type of UITOM-1 and GTM-10/350, playback on the tested objects the pulses of current of artificial lightning with the rationed peak-temporal parameters in obedience to the indicated normatively-technical documents. Examples are resulted and the results of model tests are indicated on described domestic GCL of some elements and devices of the tested technical objects on resistibility to direct action on them of pulsed current of artificial lightning. It is shown that technical descriptions indicated domestic powerful GCL conform to the high requirements of operating in the leading countries of the world of normative documents to on resistibility to lightning objects of industrial energy, aviation and space-rocket engineering. **Originality.** First in the summarizing concentrated kind possibilities are shown developed and created domestic scientists and specialists of unique high-voltage high-current electrophysics equipment for the aims of leadthrough of integration model tests on resistibility and fire safety of aircrafts and power objects at lightning strike. **Practical value.** Application in practice of model tests of objects of industrial energy, aviation and space-rocket engineering on complex resistibility and fire safety to the striking action on them of pulsed current of artificial lightning, generated in discharge circuits of two described powerful domestic GCL, will be instrumental in the successful decision of global in the world problem of protecting from lightning of air and surface technical objects and being in them personnel. References 20, tables 2, figures 15.

**Key words:** domestic powerful high-voltage high-current generators of current of lightning, objects of energy, aviation and space-rocket engineering, results of model tests of some technical objects on resistibility to the direct action of pulsed current of artificial lightning.

А.В. Беспрозванных, И.А. Мирчук

## КОРРЕЛЯЦИЯ МЕЖДУ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМИ И МЕХАНИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ КАБЕЛЕЙ С РАДИАЦИОННО-МОДИФИЦИРОВАННОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ НА ОСНОВЕ БЕЗГАЛОГЕННОЙ ПОЛИМЕРНОЙ КОМПОЗИЦИИ

*Досліджено вплив коефіцієнта опромінення прискореними електронами з енергією 0,5 МеВ на механічні та електричні характеристики кабельної високонаповненої антипіренами ізоляції, що не розповсюджує горіння, на основі сополімера етиленвінілацетата. Встановлено сильний кореляційний зв'язок між відносним подовженням при розриві і міцністю при розтягуванні, між опором ізоляції і пробивною напругою. Показано, що при оптимальному значенні коефіцієнта опромінення в діапазоні від 7 до 5, опір ізоляції зростає більш ніж в два рази, а пробивна напруга на постійному струмі – в 1,3 рази. Відносне подовження при розриві залишається в межах допустимих значень. Бібл. 12, рис. 3*

*Ключові слова:* безгалогенна композиція, радіаційне модифікування, коефіцієнт опромінення, механічні та електричні характеристики, коефіцієнт кореляції.

*Исследовано влияние коэффициента облучения ускоренными электронами с энергией 0,5 МэВ на механические и электрические характеристики кабельной высоконаполненной антипириенами изоляции из не распространяющей горение безгалогенной композиции на основе сополимера этиленвинилацетата. Установлена сильная корреляционная связь между относительным удлинением при разрыве и прочностью при растяжении, между сопротивлением изоляции и пробивным напряжением. Показано, что при оптимальном значении коэффициента облучения в диапазоне от 7 до 5 сопротивление изоляции возрастает более чем в два раза, а пробивное напряжение на постоянном токе – в 1,3 раза. Относительное удлинение при разрыве остается в пределах допустимых значений. Библ. 12, рис. 3.*

*Ключевые слова:* безгалогенная композиция, радиационное модифицирование, коэффициент облучения, механические и электрические характеристики, коэффициент корреляции.

**Введение.** Высокая насыщенность кабельными трассами атомных и тепловых станций, ветропарков и солнечных электростанций, бортовых систем предъявляет жесткие требования в области пожарной безопасности кабелей [1]. Все это вызывает необходимость применения для изоляции и оболочки кабелей материалов нового класса, таких как безгалогенные композиции. Термин «безгалогенная композиция» не является строгим обозначением полимера с технической точки зрения, как, например полиэтилен или поливинилхлорид. Однако этот термин применяется в кабельной отрасли и фактически представляет собой отдельный класс материалов [1]. Безгалогенные композиции представляют собой полимерные материалы, в составе которых отсутствуют или имеются в очень малом количестве (менее 0,5 % масс.) галогены, и которые не распространяют горение при воздействии огня. Отсутствие галогенов в изоляции, заполнении и оболочке кабелей является одной из важнейших характеристик их пожарной безопасности. Для обеспечения высокой стойкости к распространению горения полимер наполняют большим количеством (до 70 % масс.) неорганических антипиренов (в основном гидроксиды алюминия или магния). Однако введение антипиренов обуславливает обязательное модифицирование (сшивку) полимерной матрицы, которое приводит к созданию пространственной структуры. Наиболее предпочтительным методом сшивки является радиационное модифицирование [2-4], при котором вероятность образования низкомолекулярных продуктов, в том числе и влаги, значительно меньше в сравнении с химическим методом [5].

Источниками ионизирующего излучения для модифицирования полимерной изоляции кабелей и проводов с сечением жилы до 240 мм<sup>2</sup> являются электронные ускорители с энергиями (0,3-5) МэВ и мощностью до сотен кВт [6, 7].

Необходимая доза для сшивания полиэтилена составляет 20-40 Мрад [5, 8-11]. Для фторполимеров – от (0,5-2) до (20-30) Мрад [5]. Сшивка полимеров позволяет значительно повысить их механическую прочность, теплостойкость, стойкость к воздействию химических активных веществ, растрескиванию [8-11].

Наибольший интерес в качестве безгалогенных композиций представляют композиции на основе сополимеров этилена (этилен-винилацетат, этилен-акрилат, этилен-пропилен и др.) с введением в полимерную матрицу антипиренов и других добавок, повышающих стойкость материала к распространению горения, а также лучшему диспергированию наполнителей в полимере [12].

Наличие в макромолекуле этиленовых звеньев, а также двойных связей, обеспечивают полимерной композиции на основе сополимера этиленвинилацетата, также как и полиэтилена, сшивку под воздействием ионизирующего излучения. Доза облучения определяется на стадии исследования кабельной композиции и разработки кабеля.

**Цель статьи** – определение оптимальной дозы облучения на основе корреляции между механическими и электрическими характеристиками радиационно-модифицированной безгалогенной на основе сополимера этиленвинилацетата высоконаполненной антипиренами изоляции кабелей.

**Технологические параметры радиационного модифицирования.** При облучении в результате ионизации молекул и разрыва связей С-Н в полимере образуются свободные макрорадикалы и атомарный водород. В результате дальнейшей рекомбинации макрорадикалов и образования поперечных связей между макромолекулами полимер приобретает трехмерную (пространственную) структуру. Однако при облучении протекает не только процесс сшивания

© А.В. Беспрозванных, И.А. Мирчук

макромолекул, но и процесс их деструкции, обусловленный разрывом валентных связей в макромолекуле. Возможность осуществления радиационной сшивки полимера определяется соотношением скоростей процессов «сшивка – деструкция» и зависит от того, какой из этих процессов преобладает.

Значительное влияние на соотношение процессов сшивки и деструкции влияют технологические параметры радиационного модифицирования и, как следствие, доза облучения.

При фиксированном напряжении ускорителя электронов технологическая доза облучения прямо пропорциональна току пучка электронов и обратно пропорциональна скорости прохождения кабеля под этим пучком [5]: 
$$D = \frac{120 \cdot I \cdot N}{L V}, \text{ МРад, где } I \text{ – ток пучка}$$

электронов (мА),  $N$  – число проходов провода под пучком электронов,  $L$  – длина развертки пучка перпендикулярно направлению протяжки заготовки,  $V$  – скорость прохождения под пучком электронов (м/мин).

На практике при радиационном модифицировании изоляции и оболочек кабелей используют коэффициент облучения ( $K$ ), который регулируется изменением скорости прохода кабеля под пучком электронов при неизменном токе пучка электронов: чем выше  $K$ , тем меньше степень облучения материала [5]. Коэффициент облучения является результатом компромисса между механическими и электрическими свойствами изоляции и техническими требованиями, предъявляемыми к готовому кабелю.

Для обеспечения равномерной сшивки по всему объему изоляции необходимым условием является стабильность работы ускорителя, что обуславливает постоянство параметров электронного пучка.

**Тестовые образцы и параметры облучения.** На промышленном ускорителе заряженных частиц ЕЛВ-1 выполнено радиационное модифицирование образцов изолированного провода длиной 5 м с медными жилами сечением 1,0 мм<sup>2</sup> (рис. 1). Изоляция толщиной 0,7 мм – высоконаполненная до 70 % массовых долей антипиренами безгалогенная композиция на основе сополимера этиленвинилацетата. Образцы провода облучены с разными коэффициентами облучения  $K$ : 17; 15; 13; 11; 10; 9; 8; 7; 6; 5 и 4 при энергии ускоренных электронов 0,5 МэВ. Один образец – контрольный (не подвергался облучению). Ток пучка электронов – 10 мА. Количество проходов провода под пучком электронов – 80.

**Корреляция между электрическими и механическими характеристиками радиационно-сшитой изоляции.** В исходном состоянии (до облучения) и после воздействия проведены механические и электрические испытания образцов провода.

На рис. 2 представлены корреляционные зависимости от коэффициента облучения механических (рис. 2,а) и электрических (рис. 2,б) характеристик: относительного удлинения при разрыве  $\Delta\varepsilon$  и прочности при растяжении  $\sigma$  (рис. 2,а); сопротивления изоляции  $R_{ins}$  и пробивного напряжения  $U_{br}$  (рис. 2,б) соответственно.



Рис. 1. Компоновка электронного ускорителя для облучения изоляции кабелей и проводов

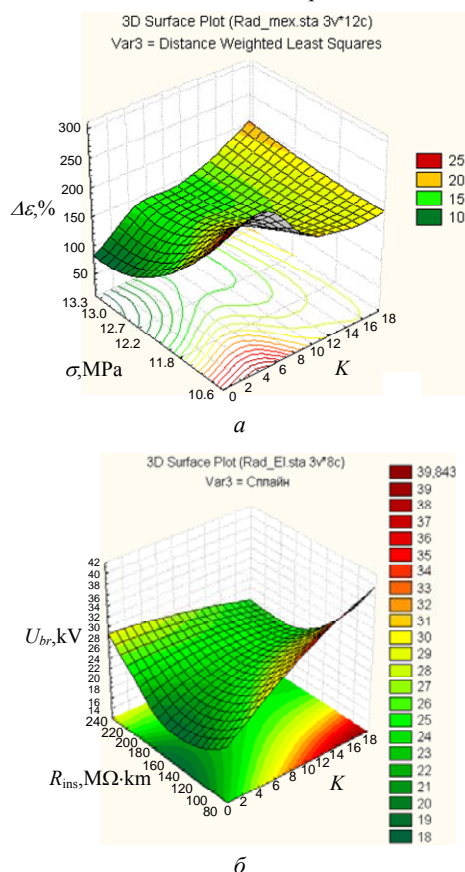


Рис. 2. К установлению корреляционной зависимости между механическими (а) и электрическими (б) характеристиками радиационно-сшитой изоляции

Для механических и электрических характеристик наблюдается сильная корреляционная связь. Причем, между относительным удлинением при разрыве и прочностью при растяжении – отрицательная; сопротивлением изоляции и пробивным напряжением – положительная. Коэффициенты корреляции равны -0.9189 и 0.8045 соответственно. С уменьшением коэффициента облучения, т.е. с ростом дозы облучения, прочность при растяжении, сопротивление изоляции и пробивное напряжение на постоянном токе возрастают до некоторого значения, после которого начинают уменьшаться; относительное удлинение при разрыве монотонно уменьшается.

Для механических характеристик корреляция выражена в большей степени, что также подтверждает



ется результатами рангового корреляционного анализа Спирмена: тест значимости для 100 % данных при  $p$ -уровне 0,001496. Для электрических характеристик тест значимости только для 25 % измеренных значений при  $p$ -уровне 0,617075.

Такое различие связано с объемом выборки измерений образцов для каждой дозы облучения: механические характеристики усреднены для 5-и измерений, электрические – для 1-го.

Между механическими и электрическими характеристиками существует также корреляционная связь (рис. 3).

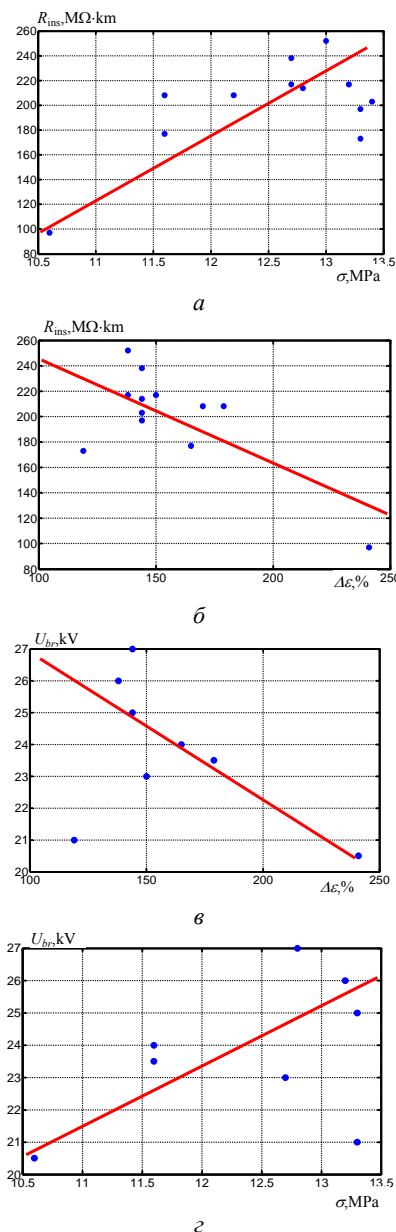


Рис. 3. Корреляционная зависимость между механическими и электрическими характеристиками радиационно-сшитой изоляции

Коэффициент корреляции между сопротивлением изоляции и прочностью при растяжении положительный и равен 0.6253 (рис. 3,а), между сопротивлением изоляции и относительным удлинением (рис. 3,б) – отрицательный и равен  $-0.7105$ . Корреляция между пробивным напряжением и относительным

удлинением (рис. 3,в), между пробивным напряжением и прочностью при растяжении (рис. 3,г) – слабая: коэффициенты парной корреляции Пирсона равны  $-0.4980$  и  $0.4964$  соответственно.

Учитывая, что стойкость к радиации материалов определяется радиационным индексом (RI) по [2] как десятичный логарифм поглощенной дозы в Грехах, при которой относительное удлинение снижается не более чем на 50 % (в два раза) относительно исходного значения, оптимальное значение коэффициента облучения лежит в диапазоне от 7 до 5. В этом диапазоне значений коэффициента облучения наблюдаются максимальные значения прочности при растяжении (см. рис. 2), сопротивления изоляции и пробивного напряжения на постоянном токе (см. рис. 3). Сопротивление изоляции возрастает более чем в два раза, пробивное напряжение на постоянном токе – в 1,3 раза относительно необлученного состояния, что связано с повышением однородности и упорядоченности молекулярной структуры полимера после сшивки. С уменьшением коэффициента облучения, т.е. увеличением дозы облучения, наблюдается тренд к снижению электрических характеристик вследствие накопления в полимере носителей заряда и свободных радикалов, образующихся в процессе облучения.

#### Выводы.

Исследовано влияние коэффициента облучения ускоренными электронами с энергией 0,5 МэВ на механические и электрические характеристики кабельной высоконаполненной антипиренными изоляции из безгалогенной композиции на основе сополимера этиленвинилацетата и установлена сильная корреляционная связь между относительным удлинением при разрыве и прочностью при растяжении, между сопротивлением изоляции и пробивным напряжением.

Впервые определен оптимальный диапазон коэффициента облучения изоляции кабелей, составляющий от 5 до 7, при обеспечении которого электрическое сопротивление изоляции возрастает более чем в два раза, пробивное напряжение на постоянном токе возрастает в 1,3 раза, а относительное удлинение при разрыве остается в пределах допустимых значений.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. IEC 60092-359:2014. Electrical Installations In Ships – Part 359: Sheathing Materials For Shipboard Power And Telecommunication Cables By IEC TC/SC 18A. – 50 p.
2. Standard IEC 5444-4. Guide for determining the effects of ionizing radiation on insulating materials. Part 4: Classification system for service in radiation environments. – 1986. – 22 p.
3. Cleland M.R. High Power Electron Accelerators for Industrial Radiation Processing of Polymers // Hanser Publishers, Munich and Oxford University Press. – New York. – 1992. – 23 p.
4. Studer N. Electron beam crosslinking of insulated wire and cable: Process economics and comparison with other technologies // International Journal of Radiation Applications and Instrumentation. Part C. Radiation Physics and Chemistry. – 1990. – vol.35. – no.4–6. – pp. 680–686. doi: 10.1016/1359-0197(90)90296-t.
5. Финкель Э.Э., Лещенко С.С., Брагинский Р.П. Радиационная химия и кабельная техника. – М.: Атомиздат, 1968, 313 с.
6. Machi S. Role of radiation processing for sustainable development // Emerging applications of radiation processing. – 2004, Vienna: IAEA. (IAEA-TECDOC-1386). – pp. 5-13.



7. Zimek Z., Przybytniak G., Nowicki A., Mirkowski K., Roman K. Optimization of electron beam crosslinking for cables // *Radiation Physics and Chemistry*. – 2014. – vol.94. – pp. 161-165. doi: [10.1016/j.radphyschem.2013.07.005](https://doi.org/10.1016/j.radphyschem.2013.07.005).
8. Беспрозванных А.В., Набока Б.Г., Морозова Е.В. Радиационная стойкость кабелей общепромышленного назначения // *Электротехника і електромеханіка*. – 2006. – №3. – С. 82-86. doi: [10.20998/2074-272X.2006.3.16](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2006.3.16).
9. Беспрозванных А.В., Набока Б.Г., Морозова Е.В. Изменение механических свойств материалов конструктивных элементов оптических кабелей под действием радиации // *Вісник НТУ «ХПІ»*. – 2004. – №7. – С. 28-35.
10. Беспрозванных А.В., Морозова Е.В., Соколенко А.Н. Влияние ионизирующего излучения на емкость и тангенс угла диэлектрических потерь сетевых кабелей // *Вісник НТУ «ХПІ»*. – 2003. – вып.9. – т.4. – С. 3-8.
11. Berejka A.J. Radiation response of industrial materials: Dose-rate and morphology implications // *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms*. – 2007. – vol.261. – no.1-2. – pp. 86-89. doi: [10.1016/j.nimb.2007.03.097](https://doi.org/10.1016/j.nimb.2007.03.097).
12. IEC 60811-2-1:2001. Common test methods for insulating and sheathing materials of electric and optical cables – Part 2-1: Methods specific to elastomeric compounds – Ozone resistance, hot set and mineral oil immersion tests. – 32 p.

#### REFERENCES

1. IEC 60092-359:2014. Electrical Installations In Ships – Part 359: Sheathing Materials For Shipboard Power And Telecommunication Cables By IEC TC/SC 18A. 50 p.
2. Standard IEC 5444-4. Guide for determining the effects of ionizing radiation on insulating materials. Part 4: Classification system for service in radiation environments. 1986. 22 p.
3. Cleland M.R. *High Power Electron Accelerators for Industrial Radiation Processing of Polymers*. Hanser Publ., Munich and Oxford University Press. New York, 1992. 23 p.
4. Studer N. Electron beam crosslinking of insulated wire and cable: Process economics and comparison with other technologies. *International Journal of Radiation Applications and Instrumentation. Part C. Radiation Physics and Chemistry*, 1990, vol.35, no.4-6, pp. 680-686. doi: [10.1016/1359-0197\(90\)90296-t](https://doi.org/10.1016/1359-0197(90)90296-t).
5. Finkel E.E., Leschenko S.S., Braginsky R.P. *Radiatsionnaia khimiia i kabel'naia tekhnika* [Radiation chemistry and cable technology]. Moscow, Atomizdat Publ., 1968. 313 p. (Rus).
6. Machi S. Role of radiation processing for sustainable development. *Emerging applications of radiation processing*, 2004, Vienna: IAEA. (IAEA-TECDOC-1386), pp. 5-13.
7. Zimek Z., Przybytniak G., Nowicki A., Mirkowski K., Roman K. Optimization of electron beam crosslinking for cables. *Radiation Physics and Chemistry*, 2014, vol.94, pp. 161-165. doi: [10.1016/j.radphyschem.2013.07.005](https://doi.org/10.1016/j.radphyschem.2013.07.005).
8. Bezprozvannyh G.V., Naboka B.G., Morozova E.V. Radiating resistance of common commercial cables of internal laying. *Electrical engineering & electromechanics*, 2006, no.3, pp. 82-86. doi: [10.20998/2074-272X.2006.3.16](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2006.3.16). (Rus).
9. Bezprozvannyh G.V., Naboka B.G., Morozova E.V. Change in the mechanical properties of materials of structural elements of optical cables under the influence of radiation. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2004, no.7, pp. 28-35. (Rus).
10. Bezprozvannyh G.V., Morozova E.V., Sokolenko A.N. Effect of ionizing radiation on the capacitance and tangent of the dielectric loss angle of network cables. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2003, no.9, vol.4, pp. 3-8. (Rus).
11. Berejka A.J. Radiation response of industrial materials: Dose-rate and morphology implications. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section B: Beam Interactions with Materials and Atoms*, 2007, vol.261, no.1-2, pp. 86-89. doi: [10.1016/j.nimb.2007.03.097](https://doi.org/10.1016/j.nimb.2007.03.097).

12. IEC 60811-2-1:2001. Common test methods for insulating and sheathing materials of electric and optical cables – Part 2-1: Methods specific to elastomeric compounds – Ozone resistance, hot set and mineral oil immersion tests. – 32 p.

Поступила (received) 29.04.2018

Беспрозванных Анна Викторовна<sup>1</sup>, д.т.н., проф.,  
Мирчук Игорь Анатольевич<sup>2</sup>, аспирант,

<sup>1</sup>Национальный технический университет  
«Харьковский политехнический институт»,  
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,  
тел/phone +38 057 7076010,  
e-mail: bezprozvannyh@kpi.kharkov.ua

<sup>2</sup>Приватное акционерное общество  
«Украинский научно-исследовательский институт  
кабельной промышленности»,  
71101, Запорожская обл., Бердянск, ул. Промышленная, 2-Р,  
тел/phone +38 066 8288554,  
e-mail: garik710@ukr.net

G.V. Bezprozvannyh<sup>1</sup>, I.A. Mirchuk<sup>2</sup>

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

<sup>2</sup>Private Joint Stock Company «Ukraine Scientific-Research  
Institute of Cable Industry»,  
2-P, Promychnennaya Str., Berdyansk, Zaporozhye Region,  
71101, Ukraine.

#### Correlation between electrical and mechanical characteristics of cables with radiation-modified insulation on the basis of a halogen-free polymer composition.

**Introduction.** The high saturation of the cable routes of nuclear and thermal stations, wind parks and solar power plants, on-board systems imposes stringent requirements in the field of fire safety of cables, which makes it necessary to use highly flame retardant halogen-free compositions. The introduction of flame retardants causes the mandatory modification (crosslinking) of the polymer matrix. **Purpose.** Determination of the optimal radiation dose based on the correlation between the mechanical and electrical characteristics of a radiation-modified halogen-free ethylene vinyl acetate copolymer with high-strength flame retardant insulation cables. **Methodology.** Mechanical and electrical tests of samples of radiation-modified cables with a copper conductor cross section of 1.0 mm<sup>2</sup> and a halogen-free filled insulation based on an EVA copolymer with a thickness of 0.7 mm have been performed. **Results.** A strong correlation is established between the elongation at break and the tensile strength, between the insulation resistance and the breakdown voltage. It is shown that at the optimum value of the irradiation coefficient in the range from 7 to 5, the insulation resistance increases more than twice, and the breakdown voltage at the direct current is increased by 1.3 times. The elongation at break is within the allowed values. References 12, figures 3.

**Key words:** halogen-free composition, radiation modification, irradiation coefficient, mechanical and electrical characteristics, correlation coefficient.

J. Gerlici, I.O. Шведчикова, Ю.А. Романченко, I.B. Нікітченко

## ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПЛАСТИНЧАСТИХ ЕЛЕМЕНТІВ МАГНІТНОЇ МАТРИЦІ ПОЛІГРАДІЄНТНОГО СЕПАРАТОРА

*Здійснено оцінку спектру силового поля в площині робочих зон досліджуваних структур поліградієнтних матриць електромагнітного сепаратора у двовимірній постановці. Наведені основні етапи обчислювального експерименту. Для розв'язання завдання по визначенню раціональних варіантів поліградієнтних матриць був задіяний метод порівняльного аналізу силових характеристик досліджуваних варіантів структур матриці з відповідними характеристиками базового варіанту сепаратора. Здійснений вибір раціональних геометричних параметрів пластинчастих елементів магнітної матриці сепаратора за критерієм ефективної площі робочої зони матриці. Проведений порівняльний аналіз отриманих даних з результатами інших дослідників. Бібл. 10, табл. 1, рис. 4.*

*Ключові слова:* електромагнітний сепаратор, поліградієнтна матриця, коефіцієнт неоднорідності, робоча зона, геометричні критерії подібності.

*Осуществлена оценка спектра силового поля в плоскости рабочих зон исследуемых структур полиградиентных матриц электромагнитного сепаратора в двумерной постановке. Приведены основные этапы вычислительного эксперимента. Для решения задачи по определению рациональных вариантов полиградиентных матриц был задействован метод сравнительного анализа силовых характеристик исследуемых вариантов структур матрицы с соответствующими характеристиками базового варианта сепаратора. Произведён выбор рациональных геометрических параметров пластинчатых элементов магнитной матрицы сепаратора по критерию эффективной площади рабочей зоны матрицы. Проведен сравнительный анализ полученных данных с результатами других исследователей. Библ. 10, табл. 1, рис. 4.*

*Ключевые слова:* электромагнитный сепаратор, полиградиентная матрица, коэффициент неоднородности, рабочая зона, геометрические критерии подобия.

**Вступ.** Поліградієнтна магнітна сепарація знайшла широке застосування в промисловості та в біомедицині. В поліградієнтних сепараторах робочий процес відбувається у матриці, намагнічені елементи якої створюють магнітні сили, достатні для вилучення дрібних феро- та парамагнітних включень [1, 2].

У практиці магнітної сепарації при розрахунку магнітної сили  $F_m$ , яка діє на тіло об'ємом  $V$ , що вилучається, найбільш часто виходять з виразу [2]

$$F_m = \mu_0 \chi H \text{grad}(\mathbf{H}) V, \quad (1)$$

де  $\mathbf{H}$  – вектор напруженості магнітного поля в розрахунковій області, вільній від електричних струмів;  $\mu_0$  – магнітна стала;  $\chi$  – середня магнітна сприйнятливості тіла, що вилучається, яка залежить від його форми, співвідношення розмірів і магнітної проникності речовини.

З виразу (1) видно, що напрямок сили  $F_m$  вилучення збігається з напрямком градієнта  $\text{grad}(\mathbf{H})$  напруженості  $\mathbf{H}$  магнітного поля. Як наслідок, питома приведена сила  $f_m$  магнітного поля сепаратора визначається як добуток напруженості  $\mathbf{H}$  магнітного поля на її градієнт  $\text{grad}(\mathbf{H})$

$$f_m = F_m / (\mu_0 \chi V) = \mathbf{H} \text{grad}(\mathbf{H}). \quad (2)$$

Зі співвідношення (2) випливає, що для отримання більш високих значень сили вилучення  $f_m$  необхідно збільшувати напруженість  $\mathbf{H}$  магнітного поля та її градієнт  $\text{grad}(\mathbf{H})$ . Збільшення інтенсивності  $\mathbf{H}$  магнітного поля у сепараторах з електромагнітним збудженням має свою межу, обумовлену насиченням елементів магнітопроводу. Зростання  $\mathbf{H}$  також пов'язане зі збільшенням споживаної потужності, що призводить до більш високої вартості пристроїв. У той же час збільшення значень  $\text{grad}(\mathbf{H})$  можна досягти за рахунок оптимізації форми, геометричних розмірів

і взаємного розташування елементів багатоконпонентної магнітної матриці сепаратора. Дослідження в цьому напрямку представляють найбільший практичний і теоретичний інтерес.

**Аналіз літературних даних та постановка проблеми.** Для розрахунку магнітних характеристик поліградієнтних сепараторів знайшли застосування аналітичні, чисельні та експериментальні методи. В [3] досліджено вплив форми перетину елементів магнітного середовища на розподіл індукції і градієнта магнітного поля поліградієнтного сепаратора. У цій роботі за допомогою програмного комплексу ANSYS, що реалізує метод скінченних елементів, встановлено, що найбільш сильне і неоднорідне магнітне поле забезпечує поліградієнтне середовище на основі трикутних елементів. З огляду на це, значна кількість публікацій присвячена дослідженням поліградієнтних матриць саме на основі трикутних елементів. Так, в роботі [4] обґрунтований зв'язок інтенсивності і градієнта магнітного поля навколо гострого кута магнітної матриці з напрямком бісектриси цього кута щодо направлення зовнішнього поля. Показано, якщо бісектриса гострого кута паралельна напрямку поля, то інтенсивність і градієнт поля навколо кута зростають. В [5] показано, що ширина зазорів між трикутними пластинами матриці повинна бути в 1,5-2 рази більше, ніж максимальний розмір частинок, оскільки зменшення ширини зазору призведе до швидкої закупорки матриці. При виборі зубного кута, полюсної висоти та висоти зубців пластини слід враховувати магнітну силу та зону вилучення включень [6].

Аналіз літературних джерел [1-6] показав, що розрахунок магнітного поля в матрицях поліградієнт-

них сепараторів здійснюється переважно в обмеженому обсязі робочої зони для одиночних, зокрема, трикутних, елементів матриці з подальшим застосуванням отриманих закономірностей до групи елементів. При цьому не враховується вплив взаємного розташування елементів на характер розподілу магнітного поля, що ускладнює порівняльний аналіз матриць різних конфігурацій. Тому потребують подальших досліджень підходи щодо проведення порівняльного аналізу силових характеристик магнітних полів багатоконпонентних матриць поліградієнтних сепараторів різних конфігурацій.

**Метою роботи** є встановлення залежності силових характеристик поліградієнтного електромагнітного сепаратора від геометричних параметрів пластинчастих елементів багатоконпонентної матриці.

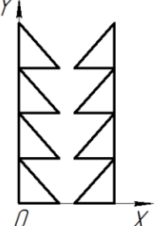

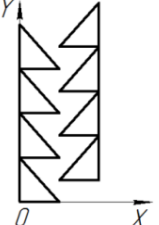
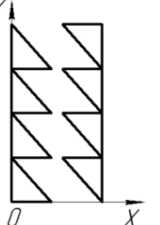
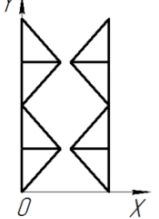
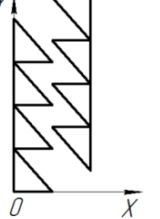
**Матеріал та результати дослідження.** В попередніх дослідженнях авторами були одержані наступні результати:

- запропонована удосконалена конструкція поліградієнтного електромагнітного сепаратора для очищення сипких порошкоподібних матеріалів від дрібнодисперсних феромагнітних домішок розміром 0,005-5 мм [7];

- з використанням операцій дзеркальної, переносної, центральної та ковзної симетрії отримані шість структурних варіантів  $S_i = (S_1, S_2, \dots, S_6)$  пластинчастої магнітної матриці поліградієнтного сепаратора на основі трикутних елементів, геометричні моделі яких наведені в табл. 1;

- за допомогою обчислювального експерименту проведений попередній порівняльний аналіз структур  $S_i$  для оцінки ступеню неоднорідності магнітного поля в їх робочих проміжках [8].

Таблиця 1  
Геометричні моделі структурних варіантів матриці

Код	Геометрична модель	Код	Геометрична модель
$S_1$		$S_4$	
$S_2$		$S_5$	
$S_3$		$S_6$	

Попередня оцінка ступеню неоднорідності магнітного поля в робочих зонах синтезованих структур виконана шляхом порівняння показників неоднорідності поля уздовж характерних ліній [8], в якості яких прийняті лінії, що з'єднують вершини протилежних трикутних пластин та проходять через ділянки з найбільш високою неоднорідністю магнітного поля. Уздовж характерних ліній в робочих областях синтезованих структур  $S_i$  розраховувалися локальні значення магнітної напруженості  $H$  поля з використанням інструментальних засобів програми Elcut. Після чого для різних конфігурацій поліградієнтних середовищ визначався коефіцієнт  $k_i$  неоднорідності поля за формулою

$$k_i = (H_{\max} - H_{\min}) / (H_{\max} + H_{\min}),$$

де  $H_{\max}$ ,  $H_{\min}$  – максимальне і мінімальне значення напруженості магнітного поля, відповідно.

Основні геометричні розміри робочої зони, які варіювалися при дослідженні, показані на рис. 1 на прикладі структури  $S_3$ . Тут прийняті позначення:  $\delta$  – міжполюсний робочий проміжок, який відповідає мінімальній відстані між пластинами;  $\alpha$  – кут при вершині виступу полюса;  $b$  – основа виступу полюса;  $a$  – робоча ширина матриці. Задавалися наступні геометричні критерії подібності для досліджуваних областей:  $X_1 = b/a$  та  $X_2 = \alpha$ . Діапазони варіювання геометричних критеріїв подібності  $X_1$  та  $X_2$ , які мають практичний інтерес, склали:  $X_1 = b/a = 0,1 \dots 0,4$ ;  $X_2 = \alpha = 0,11 \pi \dots 0,44 \pi$ .

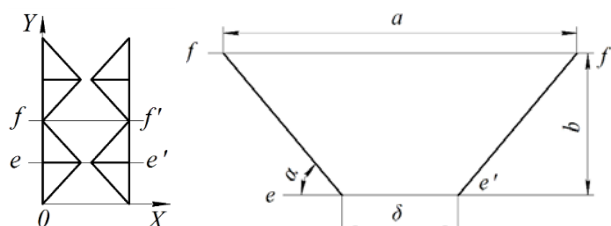


Рис. 1. Основні геометричні розміри робочої зони на прикладі структури  $S_3$

Розраховані значення коефіцієнта неоднорідності  $k_i$  змінювалися від нуля до одиниці та були проранжовані згідно класифікації, запропонованої в [9]:  $k_i \leq 0,3$  – слабо однорідне (або слабо неоднорідне) поле;  $0,3 < k_i \leq (0,9 \dots 1)$  – неоднорідне поле. Ця класифікація добре узгоджується з коефіцієнтом варіації  $V$  – основним статистичним показником, що характеризує однорідність даних. У математичній статистиці прийнято вважати, що, якщо значення коефіцієнта  $V$  менше 33 %, то сукупність даних є однорідною, якщо більше 33 %, то неоднорідною.

Таким чином, в результаті розрахунків були відсічені структури зі слабо неоднорідними полями, для яких  $k_i \leq 0,3$ . Дослідження також показали, що в структурах, що відрізняються високою неоднорідністю поля, середня напруженість  $H$  поля може бути невисокою. Тому на наступному етапі для визначення раціональних варіантів поліградієнтних матриць здійснено оцінку всього спектру силового поля  $H_{\text{grad}}(H)$  в площині робочих зон досліджуваних структур у двовимірній постановці. Досвід проектування магнітних

сепараторів свідчить про те, що відносний вплив трьохмірного магнітного поля приблизно однаковий для всіх точок плоских магнітних моделей робочих міжполюсних зон та не залежить від геометричних критеріїв подібності  $X_1 = b/a$  та  $X_2 = \alpha$  [1]. Тому магнітне поле в робочій зоні сепаратора можна вважати плоскопаралельним.

Для вирішення задачі з оцінки спектру силового магнітного поля розроблена програма з використанням мови програмування Java 7 та фреймворку Spring, яка на вході опрацьовує результати розрахунку напруженості  $\mathbf{H}$  магнітного поля, отримані в програмі Elcut у вигляді Excel файлів. Для роботи з Excel файлами призначена бібліотека Apache POI. Результатом виконання програми є новий Excel файл з даними розрахунку силової характеристики  $\mathbf{Hgrad}(\mathbf{H})$  магнітного поля. Основні етапи обчислювального експерименту наведені на рис. 2.

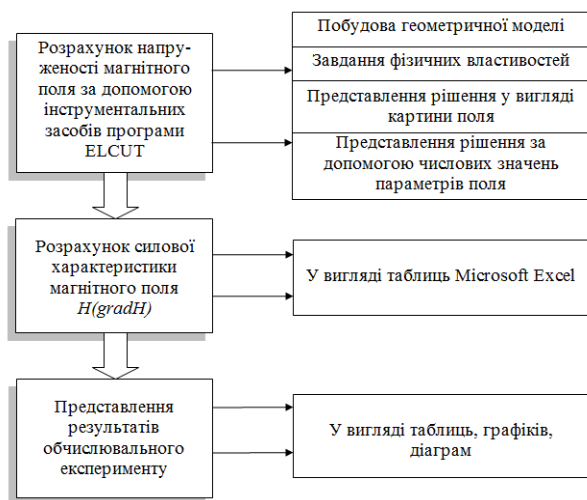


Рис. 2. Основні етапи обчислювального експерименту

Для розв'язання завдання по визначенню раціональних варіантів поліградієнтних матриць був задіяний метод порівняльного аналізу силових характеристик досліджуваних варіантів структур матриці з відповідними характеристиками базового варіанту сепаратора, який віднесений до структури  $S_4$ . Базовий варіант магнітного сепаратора був розроблений емпіричним шляхом та реалізований у вигляді фізичної моделі, експериментальні дослідження якої підтвердили її працездатність [7]. Перевірка на оптимальність для базового варіанту сепаратора не проводилась. Характеристики базової моделі сепаратора: код структури  $S_4$ ; геометричні критерії подібності  $X_1 = b/a = 0,3$ ;  $X_2 = \alpha = 0,11\pi$ .

Для базової моделі сепаратора під час обчислювального експерименту була визначена частка  $P_b$  площі робочої зони (міжполюсного проміжку) матриці, в якій величина силового параметру  $f_m$  задовольняє вимозі  $f_{\min} \leq f_m \leq f_{\max}$ , де  $f_{\min}$  – мінімальне граничне значення силової характеристики  $f_{\min} = (\mathbf{Hgrad}(\mathbf{H}))_{\min}$ , за якої забезпечується, виходячи з досвіду проектування магнітних сепараторів, достатня ефективність видалення феромагнітних включень (при розрахунках прийняте значення  $f_{\min} = 3 \cdot 10^8 \text{ A}^2/\text{m}^3$  [10]);  $f_{\max}$  – максимальне значення питомої приведенної сили,

отримане розрахунковим шляхом для базової моделі сепаратора, яке становило при дослідженнях  $f_{\max} = (\mathbf{Hgrad}(\mathbf{H}))_{\max} = 10,8 \cdot 10^9 \text{ A}^2/\text{m}^3$ . Ця частина площі робочої області  $P_b$  була виражена у відсотках по відношенню до величини  $P$  всієї площі робочої зони через параметр  $\gamma$  ( $\gamma = P_b / P$ ). Параметр  $\gamma$  залежить від геометричних критеріїв  $X_1, X_2$  і може бути визначений як ефективна площа робочої зони матриці. Для базового варіанту сепаратора параметр  $\gamma$  склав  $\gamma = 7 \%$ . При розрахунках також може при необхідності додатково визначатися параметр  $\gamma_1$ , який характеризує ту частину площі робочої зони, де виконується умова  $f_m > f_{\max} = 10,8 \cdot 10^9 \text{ A}^2/\text{m}^3$ . Раціональними будуть вважатися варіанти досліджуваних систем, які задовольняють умові

$$\gamma = (X_1, X_2) \rightarrow \max. \quad (3)$$

Результати розрахунків, отримані під час обчислювального експерименту, показали, що умові (3) найкращим чином задовольняють структури  $S_4$  та  $S_3$ , для яких одержані найбільші значення параметру  $\gamma$  (рис. 3). Максимальні значення параметру  $\gamma$  для структур  $S_3$  та  $S_4$  склали, відповідно:

- при  $X_2 = \alpha = 0,11\pi$  – 54,2 % та 54,6 %;
- при  $X_2 = \alpha = 0,18\pi$  – 60,3 % та 65 %;
- при  $X_2 = \alpha = 0,22\pi$  – 52,4 % та 53,2 %;
- при  $X_2 = \alpha = 0,28\pi$  – 42,1 % та 42 %
- при  $X_2 = \alpha = 0,33\pi$  – 32,0 % та 31,6 %;
- при  $X_2 = \alpha = 0,39\pi$  – 23,5 % та 22,9 %.

Особливістю структур  $S_4$  та  $S_3$  є те, що у обох структур одиничний пластинчастий елемент має вигляд рівнобедреного трикутника, напрямком бісектриси гострого кута при вершині якого співпадає з напрямком зовнішнього намагнічуючого поля. Ці результати добре узгоджуються з висновками, отриманими в [2, 4], де встановлено, що інтенсивність і градієнт поля навколо кута трикутного елемента матриці зростають, коли бісектриса гострого кута паралельна напрямку поля.

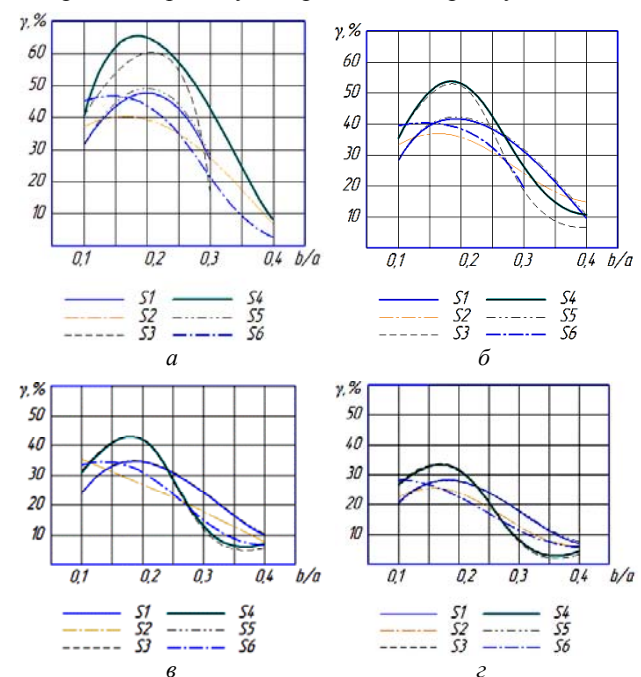


Рис. 3. Результати варіантних розрахунків параметру  $\gamma$ : а)  $X_2 = \alpha = 0,18\pi$ ; б)  $X_2 = \alpha = 0,22\pi$ ; в)  $X_2 = \alpha = 0,28\pi$ ; з)  $X_2 = \alpha = 0,33\pi$



Як свідчить рис. 3, максимального значення параметр  $\gamma$  ( $\gamma = 65\%$ ) набуває для структури  $S_4$  при  $X_1 = b/a = 0,18$ . Тому для подальших досліджень була обрана структура  $S_4$ .

Для більш точного визначення раціональних геометричних параметрів пластинчастих елементів матриці структури  $S_4$  побудована залежність  $\gamma = f(X_2)$  при  $X_1 = b/a = 0,18$  (рис. 4), яка має явно виражений екстремум, що відповідає точці  $X_2 = \alpha = 0,15\pi$ , для якої  $\gamma$  набуває значення  $\gamma = 73,3\%$ . Таким чином, раціональними для структури  $S_4$  слід вважати параметри:  $X_1 = b/a = 0,18$  та  $X_2 = \alpha = 0,15\pi$  (відповідно, кут при вершині трикутного елемента матриці складає  $2\alpha = 0,3\pi$ ). Такий результат узгоджується з даними, наведеними в [6], де встановлено, що магнітна сила та інтенсивність магнітного поля в області вістря зуба мають тенденцію до збільшення, коли кут  $2\alpha$  при вершині зуба задовольняє умові  $2\alpha \leq 0,37\pi$ .

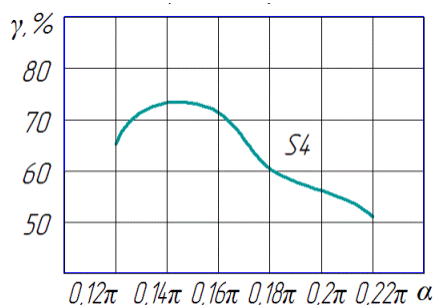


Рис. 4. Залежність параметру  $\gamma = f(X_2)$  при  $X_1 = b/a = 0,18$

#### Висновки.

Встановлено залежність силових характеристик поліградієнтного електромагнітного сепаратора від геометричних параметрів пластинчастих елементів багатокомпонентної матриці.

Проведений в роботі аналіз показав, що структура  $S_4$  з параметрами  $X_1 = b/a = 0,18$  та  $X_2 = \alpha = 0,15\pi$  може вважатися раціональною з точки зору високого значення ефективної площі робочої зони ( $\gamma = 73,3\%$ ). Результати дослідження узгоджені з роботами інших авторів.

#### СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Загірняк М.В., Бранспіз Ю.А., Шведчикова І.А. Магнітні сепаратори. Проблеми проєктування: монографія; под ред. М.В. Загірняка. – К.: Техніка, 2011. – 224 с.
2. Ge W., Encinas A., Araujo E., Song S. Magnetic matrices used in high gradient magnetic separation (HGMS): A review // *Results in Physics*. – 2017. – vol.7. – pp. 4278-4286. doi: 10.1016/j.rinp.2017.10.055.
3. Ren L., Zeng S., Zhang Y. Magnetic field characteristics analysis of a single assembled magnetic medium using ANSYS software // *International Journal of Mining Science and Technology*. – 2015. – vol.25. – no.3. – pp. 479-487. doi: 10.1016/j.ijmst.2015.03.024.
4. Song C.C., Ning G.H., Yuan Z.Y., Jing L.X., Hui C.C., Yao M.S. Investigation of the influence of different matrix rotation angles on the surrounding magnetic field in a uniform magnetic field // *Ming Metall Eng.* – 2014. – no.34. – pp. 290-294.

5. Svoboda J. *Magnetic Techniques for the Treatment of Materials* // Boston, Kluwer Academic Publishers. – 2004. – 99 p. doi: 10.1007/1-4020-2107-0.
6. Shun Z.Y., Liang S.C., Juan W.H., Yue W.F. Experimental study on magnetic separation by conical flux gathering media and optimization of its cone angle // *Min Process Equip.* – 2012. – pp. 74-79.
7. Шведчикова І.А., Луценко І.А., Романченко Ю.А. Исследование закономерностей структурообразования полиградиентных сред // *Восточно-европейский журнал передовых технологий*. – 2015. – Т.4. – №7(76). – С. 62-67. doi: 10.15587/1729-4061.2015.47785.
8. Shvedchikova I., Romanchenko J., Nikitchenko I. Comparative analysis of inhomogeneity degree of magnetic field of polygradient magnetic separators for purification of bulk materials // *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. – Nov. 2017. doi: 10.1109/mees.2017.8248873.
9. Николов Н.А. Количественный критерий пространственной неоднородности электромагнитного поля в ближней точке рамочного излучателя // *Кибернетика и системный анализ*. – 2013. – №2. – С. 170-177. doi: 10.1007/s10559-013-9513-4.
10. Попов Ю.В. Практика экспертизы промышленной безопасности средств магнитной защиты (магнитных сепараторов и колонок) производственных объектов хранения, переработки и использования растительного сырья // *Информационный бюллетень федеральной службы*. – 2006. – №24. – С. 48-57.

#### REFERENCES

1. Zagirnyak M.V., Branspiz Yu.A., Shvedchikova I.A. *Magnitnye separatory. Problemy proektirovaniya* [Magnetic separators. Problems of designing]. Kiev, Tehnika, 2011. 224 p. (Rus).
2. Ge W., Encinas A., Araujo E., Song S. Magnetic matrices used in high gradient magnetic separation (HGMS): A review. *Results in Physics*, 2017, vol.7, pp. 4278-4286. doi: 10.1016/j.rinp.2017.10.055.
3. Ren L., Zeng S., Zhang Y. Magnetic field characteristics analysis of a single assembled magnetic medium using ANSYS software. *International Journal of Mining Science and Technology*, 2015, vol.25, no.3, pp. 479-487. doi: 10.1016/j.ijmst.2015.03.024.
4. Song C.C., Ning G.H., Yuan Z.Y., Jing L.X., Hui C.C., Yao M.S. Investigation of the influence of different matrix rotation angles on the surrounding magnetic field in a uniform magnetic field. *Ming Metall Eng*, 2014, no.34, pp. 290-294.
5. Svoboda J. *Magnetic Techniques for the Treatment of Materials*. Boston, Kluwer Academic Publ., 2004, 99 p. doi: 10.1007/1-4020-2107-0.
6. Shun Z.Y., Liang S.C., Juan W.H., Yue W.F. Experimental study on magnetic separation by conical flux gathering media and optimization of its cone angle. *Min Process Equip*, 2012, pp. 74-79.
7. Shvedchikova I.A., Lutsenko I.A., Romanchenko Ju.A. A study of polygradient media structure regularities. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2015, vol.4, no.7(76), pp. 62-67. (Rus) doi: 10.15587/1729-4061.2015.47785.
8. Shvedchikova I., Romanchenko J., Nikitchenko I. Comparative analysis of inhomogeneity degree of magnetic field of polygradient magnetic separators for purification of bulk materials. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Nov. 2017. doi: 10.1109/mees.2017.8248873.



9. Nikolov N.A. Quantitative criterion of the spatial inhomogeneity of the electromagnetic field in the near-field zone of a loop radiator. *Cybernetics and Systems Analysis*, 2013, vol.49, no.2, pp. 309-315. doi: 10.1007/s10559-013-9513-4.
10. Popov Yu.V. The examination practice of industrial safety of magnetic protection equipment (magnetic separators and columns) of production facilities for storage, processing and use of plant raw materials. *Federal Service information bulletin*, 2006, no.24, pp. 48-57. (Rus).

Надійшла (received) 16.04.2018

Juraj Gerlici<sup>1</sup>, Professor, Dr. Ing.,

Шведчикова Ірина Олексіївна<sup>2</sup>, д.т.н., проф.,

Романченко Юлія Андріївна<sup>3</sup>, викладач,

Нікітченко Інна Вікторівна<sup>3</sup>, ст. викладач,

<sup>1</sup> University of Žilina, Žilina, Slovak Republic,  
1, Univerzitná, SK 01026 Žilina, Slovak Republic,

тел/phone 421(41)513 2550,

e-mail: juraj.gerlici@fstroj.uniza.sk

<sup>2</sup> Київський національний університет технологій та

дизайну,

01011, Київ, вул. Немировича-Данченка, 2,

тел/phone +380 50 9712574,

e-mail: ishved89@gmail.com

<sup>3</sup> Східноукраїнський національний університет

імені Володимира Даля,

93400, Луганська обл., Сєверодонецьк, пр. Центральний, 59-а,

тел/phone +380 99 0326854,

e-mail: romanchenkojulia@i.ua

J. Gerlici<sup>1</sup>, I.O. Shvedchykova<sup>2</sup>, J.A. Romanchenko<sup>3</sup>,

I.V. Nikitchenko<sup>3</sup>

<sup>1</sup> University of Žilina, Žilina, Slovak Republic,

1, Univerzitná, SK 01026 Žilina, Slovak Republic.

<sup>2</sup> Kyiv National University of Technologies and Design,

2, Nemirovich-Danchenko Str., Kyiv, 01011, Ukraine.

<sup>3</sup> Volodymyr Dahl East Ukrainian National University,

59-a, pr. Central, Severodonetsk, Lugansk region 93400, Ukraine.

#### **Determination of the rational geometrical parameters of plate type elements of magnetic matrix of the polygradient separator.**

**Introduction.** Polygradient magnetic separation has wide application in industry and in biomedicine. Working process in polygradient separators takes place in a matrix, magnetic elements of which create magnetic forces sufficient to remove small ferro- and paramagnetic inclusions. **Problem.** The influence of mutual arrangement of elements on character of distribution of magnetic field is not taken into account during calculation of characteristics of magnetic field in magnetic matrixes. It makes comparative analysis of matrixes of different configurations quite difficult. Fulfillment of comparative analysis of strength characteristics of magnetic fields of multicomponent matrixes of polygradient separators of various configurations requires further researches. **Goal.** To determine the dependence of the strength characteristics of the polygradient electromagnetic separator on the geometrical parameters of the plate type elements of the multicomponent matrix. **Methodology.** The finite element method for calculation of power characteristics of separator magnetic field, method of comparative analysis and simple search method for determination of rational geometric parameters of the matrix have been used during the solution of the paper problem. **Results.** Estimation of entire spectrum of force field in plane of working zones of investigated structures in two-dimensional location for determination of rational variants of polygradient matrixes has been done. The main stages of computational experiment are given. Method of comparative analysis of power characteristics of investigated variants of matrix structures with corresponding characteristics of basic version of separator for determination of rational geometrical variants of polygradient matrixes has been applied. By results of calculations the rational geometric parameters of polygradient matrix has been chosen. The characteristics of power magnetic fields in working gaps of matrixes of polygradient separator have been studied. It made possible to determine the rational structural variants of matrix on basis of parameter of effective area of working zone. **Practical value.** The results of research can be used in practice of design of electromagnetic separators with polygradient matrixes. References 10, table 1, figures 4.

**Key words:** electromagnetic separator, polygradient matrix, inhomogeneity coefficient, working zone, criteria of geometric similarity.

В.Г. Жекул, О.В. Хвощан, А.П. Смирнов, Э.И. Тафтай, И.С. Швец

## АНАЛИЗ И РАЗВИТИЕ ПУЗЫРЬКОВОЙ МОДЕЛИ СТАДИИ ФОРМИРОВАНИЯ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ПРОБОЯ ВОДНОГО ПРОМЕЖУТКА

*Виконано огляд і аналіз сучасних уявлень про передпробійні процеси при високовольтному електричному розряді в рідині. Показано, що «бульбашкова» («bubble») модель запалювання розряду може бути застосована при напруженості електричного поля (36 – 180) кВ/см. За результатами експериментальних досліджень електричних характеристик розряду у водному електроліті при підвищеному гідростатичному тиску і мінімальній напрузі, що забезпечує запалювання розряду, отримала подальший розвиток бульбашкова модель стадії формування його високовольтного пробоя. Запропоновано якісний опис трьох фаз стадії формування плазмового каналу в рідкому електроліті. Бібл. 19, рис. 4.*  
**Ключові слова:** високовольтний електричний розряд, рідкий електроліт, осцилограма, передпробійні процеси, бульбашкова модель.

*Выполнен обзор и анализ современных представлений о предпробойных процессах при высоковольтном электрическом разряде в жидкости. Показано, что «пузырьковая» («bubble») модель зажигания разряда применима при напряженности электрического поля (36 – 180) кВ/см. По результатам экспериментальных исследований электрических характеристик разряда в водном электролите при повышенном гидростатическом давлении и минимальном напряжении, обеспечивающем зажигание разряда, получила дальнейшее развитие пузырьковая модель стадии формирования его высоковольтного пробоя. Предложено качественное описание трех фаз стадии формирования плазменного канала в жидком электролите. Библ. 19, рис. 4.*  
**Ключевые слова:** высоковольтный электрический разряд, жидкий электролит, осциллограмма, предпробойные процессы, пузырьковая модель.

**Введение.** Развитие электрогидравлических технологий во второй половине двадцатого века вызвало повышенный интерес к изучению характеристик импульсного электрического разряда в жидкости во всем мире. При высоковольтном подводном электровзрыве, реализуемом разрядом конденсатора на водный промежуток [1], выделяют три основные стадии:

- 1) стадия формирования плазменного канала, замыкающего межэлектродный промежуток;
- 2) канальная стадия, характеризующаяся резким возрастанием разрядного тока и быстрым выделением электрической энергии в канале высокой проводимости, замыкающем противоположные электроды;
- 3) послеразрядная стадия – пульсация парогазовой полости после окончания выделения электрической энергии в разрядном канале.

В значительной степени канальная и послеразрядная стадии, а, следовательно, эффективность выделения энергии в канале и усиление воздействия на объект зависят от параметров стадии формирования.

**Целью работы** являлся обзор существующих механизмов формирования канала высоковольтного разряда с анализом и развитием пузырьковой модели стадии формирования пробоя водного промежутка.

**Основные определения.** На рис. 1 приведены типичные осциллограммы тока и напряжения при высоковольтном пробое проводящей жидкости [2]. По данным осциллограммам определяют следующие параметры стадии формирования токопроводящего канала:

- долидерное время (время зажигания разряда)  $t_{dl}$  – время от момента приложения напряжения к электродной системе  $U_0$  до момента начала возрастания тока, соответствующего моменту появления плазменного лидера на одном из электродов;
- лидерное время  $t_l$  – время от момента начала возрастания тока до начала резкого спада напряжения  $U_{0a}$  и одновременного увеличения скорости нараста-

ния тока, что характеризует наступление канальной стадии разряда.

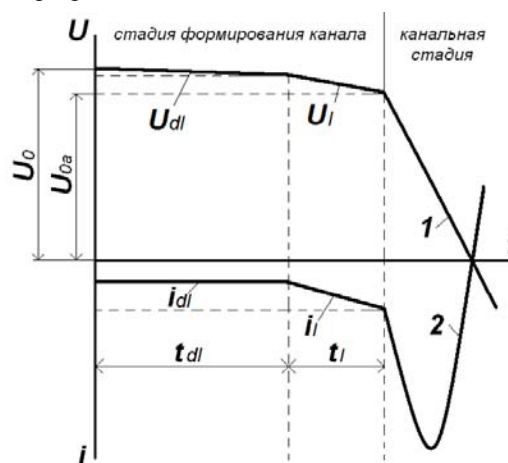


Рис. 1. Осциллограммы тока и напряжения при пробое проводящей жидкости: 1 – напряжение  $U$ ; 2 – ток  $i$

Долидерной стадии соответствуют примерно постоянный ток  $i_{dl}$  и медленно спадающее напряжение  $U_{dl}$ , крутизна которого определяется постоянной времени разряда накопителя. Рост системы лидеров на лидерной стадии ведет к уменьшению сопротивления промежутка, увеличению тока  $i_l$  и снижению напряжения  $U_l$ . Под напряжением зажигания разряда  $U_z$  будем понимать то минимальное напряжение, при котором на электроде формируется плазменная ветвь, под напряжением пробоя – то минимальное напряжение, при котором разряд переходит в канальную стадию. Время предпробойной стадии формирования токопроводящего канала  $t_{pp}$  вычисляется по формуле:

$$t_{pp} = t_{dl} + t_l. \quad (1)$$

**Краткий обзор представлений о предпробойных процессах в жидкости.** Непосредственно после подачи напряжения на электродную систему в жидкости,

© В.Г. Жекул, О.В. Хвощан, А.П. Смирнов, Э.И. Тафтай, И.С. Швец

заполняющей межэлектродный промежуток, начинаются процессы, которые могут привести, в конечном итоге, к формированию плазменных ветвей. Воздействии поля сопровождается появлением токов, которые можно зарегистрировать с помощью специальной аппаратуры. Дальнейшее изменение электрического поля в межэлектродном промежутке будет наблюдаться за счет снижения напряжения на конденсаторе и явлений, происходящих в самой жидкости при приложении поля.

Теория развития пробойных явлений в жидкостях первоначально базировалась на исследовании разрядов в газах. В тридцатых годах двадцатого века советский ученый Л.А. Юткин получил первые экспериментальные результаты по электрогидравлическому эффекту, а особое внимание процессам при высоковольтном пробое жидкостей начало уделяться, начиная со второй половины двадцатого века.

Первоначально выделялись две группы гипотез о механизме формирования разряда в жидкостях в зависимости от того, каким образом в них объясняется появление носителей заряда. Первая группа объединяла гипотезы, в которых процесс формирования разряда не предполагал нарушения фазовой однородности жидкости. Вторая группа предусматривала газообразование в жидкости и лишь затем – ионизацию и пробой. В.Я. Ушаков объединил первую группу механизмов термином электрический пробой, вторую – электротепловой пробой [3]. Электрический пробой предусматривает развитие ионизационных процессов в жидкости, электротепловой – развитие первичных ионизационных процессов в газовой фазе после вскипания жидкости.

Под электротепловым механизмом инициирования разряда автор подразумевал следующую совокупность явлений: протекание под действием приложенного электрического поля тока проводимости, разогрев жидкости в приэлектродных областях с максимальной напряженностью поля, вскипание жидкости, ионизация парогазовых полостей, формирование зачатка плазменного канала. Этот механизм может реализовываться при больших значениях произведения удельной электропроводности жидкости на длительность воздействия напряжения. Поскольку при импульсных воздействиях длительность приложенного к противоположным электродам напряжения обычно не превосходит нескольких сотен микросекунд, то такой механизм инициирования вероятен в жидкостях с большой удельной электропроводностью, прежде всего в электролитах. Электротепловой механизм инициирования автор считал редким для импульсного пробоя жидкостей.

И.П. Кужекин трактовал механизм пробоя воды с удельной электропроводностью  $2,5 \cdot 10^{-4}$  См/см электротепловым [4] при напряженностях поля у острых электродов  $E = (8 - 36)$  кВ/см. Через сотни – тысячи микросекунд от момента приложения напряжения вблизи острия возникает свечение, расширение которого приводит к пробое промежутка. При  $E = (36 - 180)$  кВ/см имеет место лидерная форма разряда, причем образованию лидеров предшествует свечение высоковольтного электрода. При  $E > 180$  кВ/см свечение до

возникновения лидеров не наблюдается. При малых  $E$  движение лидеров ступенчатое, при больших – непрерывное.

Расчет динамики образования газового пузыря в воде и его нагрева под воздействием приложенного к электродам напряжения по электротепловой модели при напряженности электрического поля до 10 кВ/см приведен в [5]. Использование мультифизической модели расчета в программе COMSOL показало, что разряд в воде с удельной проводимостью 3 См/м накопительной емкости 5 мФ, заряженной до напряжения 3 кВ, ведет к повышению температуры в межэлектродном промежутке до (300 – 800) К и переходу воды в парообразное состояние.

Электрический механизм пробоя идентифицировался В.Я. Ушаковым [3] по отсутствию газообразования в жидкости до появления свечения, высокой скорости прорастания ветви пробоя (до  $10^5$  м/с и более), отсутствию зависимости электрической прочности от температуры жидкости вплоть до точки кипения и от электропроводности жидкости.

Рассматривая пробой низкопроводящих и диэлектрических жидкостей, авторы работы [6] выдвигают идею о значительной роли эмиссии, ударной ионизации и автоионизации молекул жидкости. По их мнению, автоионизация происходит в приэлектродном слое жидкости под действием поля микрорельефа поверхности электрода. Напряженность такого поля может на три порядка превосходить среднюю напряженность поля в промежутке, а возникающие при автоионизации электроны движутся к аноду, размножаясь по пути за счет ударной ионизации.

В [7] изучалось влияние импульсов напряжения наносекундной длительности на пробой дистиллированной воды с обоснованием электрострикции как фактора развития возмущений оптической плотности и разрежения воды, инициирующего пробой.

В кратком обзоре механизмов формирования стримерных разрядов в жидкости [8] упомянуты влияние факторов молекулярной ионизации и ионной диссоциации, зависящей от электрического поля, механизма Аугера (Auger mechanism), сопровождающих электрический механизм пробоя.

Исследованию электрических и гидродинамических характеристик разряда в воде при повышенном гидродинамическом давлении (до 8 МПа) посвящена работа [9]. Здесь изучался разряд емкостного накопителя на 60 мкФ, заряженного до (8 – 13) кВ. Исследование показало, что в диапазоне (0,1 – 4) МПа в воде присутствуют газовые пузырьки, которые влияют как на предпробивные характеристики разряда, так и на амплитуду возбуждаемой разрядом волны давления. При этом в диапазоне до 3 МПа с увеличением гидростатического давления амплитуда импульса давления возрастает, а при дальнейшем увеличении гидростатического давления до 8 МПа – уменьшается.

Таким образом, исследователи четко выделяют механизм формирования разряда в жидкости по электротепловой модели (при напряженности электрического поля до 36 кВ/см) и по электрической модели (при напряженности свыше 180 кВ/см). В диапазоне напряженностей, ограниченном указанными числен-

ными значениями, ученые предложили «пузырьковую» («bubble») модель зажигания разряда в жидкости.

**«Пузырьковая» модель зажигания разряда.** Одна из первых гипотез о механизме импульсного электрического пробоя воды на основе «пузырьковой» модели зажигания как части электротепловой модели была выдвинута Э.В. Яншиным. Результаты исследований [10] позволили авторам сделать вывод о том, что движение электронов в конденсированной среде будет сопровождаться выделением в ней энергии в таком количестве, которое обеспечит ударное вскипание жидкости и образование микропузырьков, приводящее к нарушению оптической однородности жидкости. В этих пузырьках развиваются ионизационные явления, что и приводит к формированию ветви пробоя. Э.В. Яншин отмечает возможность развития неустойчивостей в этой стадии, связывая с ними неупорядоченную структуру дендритов. После пробоя газового микропромежутка вновь происходит вскипание соседнего слоя жидкости у головки проросшего лидера, далее процесс повторяется.

Дальнейшее развитие «пузырьковая» модель пробоя полярных и неполярных диэлектрических жидкостей получила в работах С.М. Коробейникова [11]. Согласно результатам эксперимента, в условиях низкого гидростатического давления пузырьки могут как существовать вблизи электродов, так и образовываться с течением времени после приложения к ним напряжения за счет микрокавитации, локального перегрева жидкости и электрострикционных явлений. Модель процессов, приводящих к пробоям диэлектрика, предполагала разряд в пузырьке при достижении на нем критического напряжения, деформацию пузырька кулоновскими силами, усиление поля в области полюсов пузырька и переход разряда в жидкость после достижения критической напряженности поля. На основании теоретического анализа автор аналитически получил частное решение для оценки времени роста пузырька, которое он связывает с предпробойным временем при подаче ступенчатого напряжения.

Согласно гипотезе автора [11], под действием электрического поля после достижения на пузырьке некоторого значения падения напряжения (обусловленного как ростом пузырька, так и величиной приложенного к электродам напряжения) в нем возникают ионизационные процессы (частичные разряды). После разряда поле в пузырьке уменьшается вследствие экранирования внешнего поля осевшими зарядами, что вызывает ослабление либо прекращение ионизационных процессов. Действие электрического поля на осевший заряд приводит к вытягиванию пузырька вдоль поля, а также к продвижению заряда вглубь жидкости со скоростью, определяемой подвижностью носителей заряда. При этом возможны две ситуации: поддержание разряда в виде тлеющего разряда либо прекращение разряда.

В первом случае на пузырьке поддерживается напряжение, по-видимому, соответствующее закону Пашена. В последнем случае напряжение на пузырьке растет, что ведет к повторному разряду и движению в жидкости новой волны зарядов. Определяющий параметр – давление на стенку пузырька – обусловлен

действием кулоновских сил на инжектированный и поверхностный заряды и ростом давления в пузырьке за счет нагрева газа в нем. Зажигание разряда в жидкости произойдет, когда напряженность поля вблизи полюса пузырька достигнет критического значения.

Критерием зажигания разряда в жидкости автор считал достижение некоторой критической напряженности  $E_{\max} = (10^7 - 10^8)$  В/см. Предложенная пузырьковая модель позволяет, по мнению автора, считать предпробойное время. Однако, величина напряженности поля, при которой происходит пробой жидкостей, определялась по формуле Мартина:

$$E_b = \frac{A}{t^{0,5} \cdot S^{0,1}}, \quad (2)$$

где  $A$  – постоянная, зависящая от сорта жидкости и полярности иницирующего электрода,  $t$  – длительность импульса приложенного напряжения,  $S$  – параметр, зависящий от оголенной части электрода.

Исследования пробоя проводящих недегазированных жидкостей, результаты которых приведены в [12], позволили авторам сделать вывод о том, что в диапазоне электропроводности жидкости ( $2 \cdot 10^{-5} - 2 \cdot 10^{-3}$ ) См/см в промежутках (3,5 – 13) см ее пробой в неоднородном поле не связан с предварительным образованием сплошного газового мостика даже при временах в несколько десятков микросекунд. Газовые пузырьки образуются вблизи электрода или головки канала разряда, а ионизация этих пузырьков способствует развитию разрядного канала.

В [13] исследовались процессы иницирования и распространения положительных подводных стримеров в воде при применении импульсного напряжения с длительностью 10 мкс на основании осциллографирования электрических характеристик разряда и теневой съемки развития разряда ультравысокоскоростной камерой. Так, при напряженности поля у острейшего электрода 10 МВ/см были зафиксированы кластеры микропузырьков вблизи электрода, внутри которых происходили микроразряды, характеризовавшиеся свечением в жидкости.

Приведенные результаты говорят о том, что исследованием предпробойных характеристик жидкостей занимались ученые многих стран мира. Основой исследований практически всегда был эксперимент с использованием наиболее современной техники для получения необходимых эмпирических зависимостей.

**Зажигание разряда в проводящих жидкостях.** Исследованием механизмов формирования разряда в проводящих жидкостях на протяжении ряда лет занимались специалисты ИИПТ НАН Украины. Так, единый подход к описанию быстрых и медленных искровых разрядов в конденсированных средах как волн фазовых превращений предложен в [14]. В [15] изложены результаты экспериментального исследования влияния высокого гидростатического давления (до 50 МПа) и температуры (до 373 К) на стадию формирования канала разряда в жидкости и каналную стадию разряда. На основе этих экспериментальных данных величина напряжения зажигания разряда для водных промежутков от 30 до 40 мм оценивается эмпирической формулой [15]:

$$U_z = 32,9 \cdot P_{gs}^n \cdot \left( \frac{r_{el}}{\sigma_0} \right)^{0,45}, \quad (3)$$

$$n = \begin{cases} 0,1 - 0,12; & \sigma_0 = (0,5 - 0,1) S/m \\ 0,12 - 0,13; & \sigma_0 = (0,1 - 0,03) S/m \end{cases}$$

где  $U_z$  – величина напряжения зажигания разряда, кВ;  $P_{gs}$  – гидростатическое давление, Па;  $\sigma_0$  – удельная электропроводность водного электролита, См/м;  $r_{el}$  – радиус закругления стержневого электрода, м.

Теоретическое описание начальной стадии разряда в проводящей жидкости, основанное на гипотезе о развитии неустойчивостей в ее объеме под действием электрического поля, представлено в [16]. Математическая модель включала систему дифференциальных уравнений, описывающих развитие перегретой неустойчивости с учетом электрогидродинамических явлений и стабилизирующих факторов теплопередачи. Отмечалась возможная роль электроконвективной неустойчивости в процессе прорастания ветви пробоя. Результаты расчета постоянной времени развития перегретой неустойчивости для сферической геометрии электродной системы сравнились с длительностью долидерной стадии разряда, измеренной экспериментально при скоростном фотографировании предпробойной стадии разряда высоковольтного конденсатора на водный промежуток с синхронным осциллографированием его электрических характеристик. Сравнение результатов расчета и эксперимента подтвердило правильность выдвинутой теории.

Развитие теории пробоя проводящих жидкостей представлено в [2, 17]. Было выдвинуто предположение, что порог зажигания разряда в проводящей жидкости определится условиями, обеспечивающими самостоятельность разряда в образовавшейся парогазовой каверне. Картина зажигания представлялась следующим образом. Парогазовая полость образуется у электрода с максимальной напряженностью, в результате продолжающегося нагрева жидкости увеличивается в своем размере  $d$ . Рост полости сопровождается увеличением приложенного к ней напряжения  $U(d)$ , величина которого определяется в том числе разностью потенциалов между электродами. Пробой полости возможен при достижении пробивного напряжения и размера газового промежутка критических значений, которые можно оценить формулой Пашена:

$$U(d) = U_{cr}(p \cdot d), \quad (4)$$

где  $p$  – давление газа в пузырьке.

Величина критических значений напряжения и диаметра рассчитывалась для системы сферических concentрических электродов с пренебрежением неоднородностью поля в каверне. Результаты расчетов сравнивались с экспериментальными данными. Эксперимент проводился на электродной системе «острие – плоскость», причем стержень выступал из-под изолирующего наконечника в виде полусферы. Схема экспериментальных исследований обеспечивала практически прямоугольный импульс напряжения в стадии зажигания разряда. Эксперимент проводился в воде с удельной проводимостью ( $10^{-1} - 10^{-3}$ ) См/м при атмосферном гидростатическом давлении. Сравнение расчетных и экспериментальных значений напряжения

зажигания показало неплохую сходимость в диапазоне изменения радиуса электрода-острия (0,5 – 5,0) мм и межэлектродного промежутка (60 – 100) мм.

В соответствии с приведенной в [18] моделью напряжение зажигания  $U_z$  должно определяться как максимальное из двух величин:

$$U_z = \max(U_{por}, U_{cr}), \quad (5)$$

где  $U_{por}$  – пороговое (минимальное) напряжение, при котором возможно развитие перегретой неустойчивости;  $U_{cr}$  – критическое напряжение ионизации газа в образующихся в зонах нагрева пузырьках, которое приводит к пробую пузырька и последующему образованию плазменной ветви пробоя.

Порог развития перегретой неустойчивости определяется энергоемкостью источника и обеспечивается поддержанием постоянного напряжения в межэлектродном промежутке. В случае, когда источником напряжения является заряженная конденсаторная батарея, пороговое напряжение определяется согласно выражению

$$U_{por} = \left( \frac{\rho \cdot c_p \cdot r_{el}^2}{\alpha \cdot \sigma_0 \cdot R \cdot C} \right), \quad (6)$$

где  $\rho$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>;  $c_p$  – удельная теплоемкость жидкости, Дж/(кг·К);  $\sigma_0$  – электропроводность жидкости, См/м;  $\alpha$  – температурный коэффициент электропроводности жидкости, К<sup>-1</sup>;  $R$  – сопротивление межэлектродного промежутка, Ом;  $C$  – емкость конденсаторной батареи, Ф;  $r_{el}$  – радиус анода, м.

Для электродной системы стержень – плоскость сопротивление межэлектродного промежутка может быть рассчитано по выражению (7) с использованием расчетной схемы, представленной на рис. 2, в которой электродная система моделируется concentрическими полусферами [2].

$$R = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sigma_0} \cdot \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right), \quad (7)$$

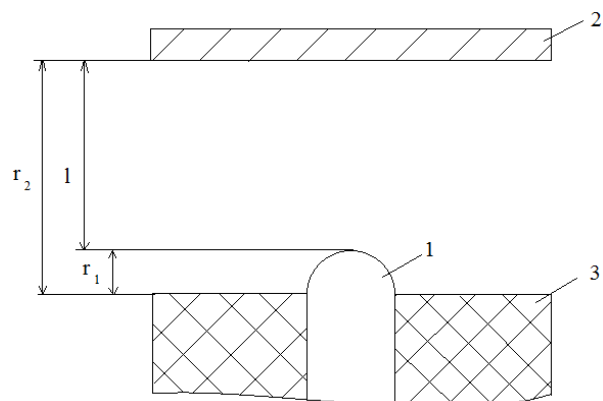


Рис. 2. Схема расчета сопротивления промежутка в электродной системе стержень – плоскость: 1 – электрод-анод (стержень); 2 – электрод-катод (плоскость); 3 – изолятор;  $l$  – длина межэлектродного промежутка, м;  $r_2 = l + r_1$

Критическое напряжение  $U_{cr}$  определяется как напряжение пробоя пузырька диаметром  $d_{cr}$ , появляющегося в зонах максимального нагрева жидкости. Согласно [2], для электродной системы, приведенной



на рис. 2, критическое напряжение пробоя газового пузырька можно определить по выражению

$$U_{cr} = \frac{B \cdot p_0 \cdot d_{cr}}{c + \ln(p_0 \cdot d_{cr})} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{h-1} \cdot \left( \frac{h}{1 + \frac{d_{cr}}{r_1}} - 1 \right) \right]^{-1}, \quad (8)$$

где  $B$ ,  $c$  – эмпирические константы, зависящие от состава газа внутри пузырька (например, для паров воды при  $E/p = 120 - 800$  (В·м)/Н константы  $B = 290$ ,  $c = 0,3 - 0,6$ );  $p_0$  – нормальное атмосферное давление,  $p_0 \approx 10^5$  Па;  $h = r_2/r_1$ ;  $d_{cr}$  – критический (минимальный) размер пузырька, при котором происходит его пробой, определяется согласно (9):

$$d \cdot [c + \ln(p_0 \cdot d) - 1] = r_1. \quad (9)$$

Расчет по формуле (8) предполагает следующие допущения:

- поле внутри пузырька однородно;
- давление внутри пузырька равно атмосферному;
- напряжение  $U(d)$ , приложенное к пузырьку, определяется как разность потенциалов между поверхностью электрода-анода и эквипотенциальной поверхностью, отстающей от нее на расстоянии  $d$ ;
- искажения, вносимые пузырьком в распределение поля в приэлектродной области, не учитываются;
- напряжение пробоя пузырька определяется законом подобия Пашена.

Представленная пузырьковая модель позволяет оценить напряжение зажигания электрического разряда в воде при нормальных атмосферных условиях.

**Обоснование пузырьковой модели разряда по результатам осциллографирования его электрических характеристик.** Физическая сущность пузырьковой модели хорошо анализируется при обработке осциллограмм пороговых режимов разряда в водном электролите при повышенном гидростатическом давлении (рис. 3). В этих режимах можно наблюдать зажигание разряда (свечение) вблизи анода, но стример либо не достигает противоположного электрода-катода (рис. 3,а), либо остаточное напряжение на конденсаторе на момент начала канальной стадии настолько мало, что ток активной стадии разряда сравним с предпробойными токами (рис. 3,б). Осциллограммы были получены на лабораторном стенде, позволяющем моделировать высоковольтный пробой водного промежутка в условиях высокого гидростатического давления [19].

Как видно из рис. 3,а, момент срабатывания фотодиодного датчика, установленного на расстоянии 60 мм напротив канала разряда для регистрации начала свечения, совпадает с характерным изгибом кривой тока на стадии формирования разряда. Для качественного анализа физических процессов, происходящих на этой стадии разряда, были построены временные зависимости изменения активного сопротивления водного промежутка в электродной системе (отношение напряжения на промежутке к току в нем). Зависимости приведены на рис. 4. Они соответствуют результатам обработки осциллограмм, изображенных на рис. 3.

Анализ данных рис. 4 показал, что стадию формирования электрического разряда в жидкости можно разбить на ряд временных фаз.

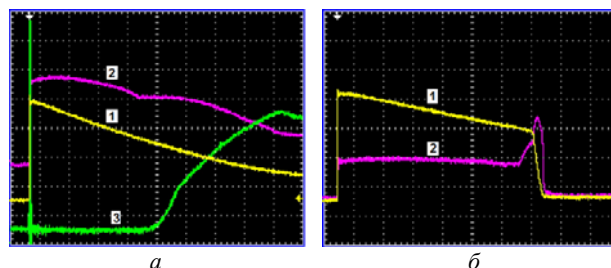


Рис. 3. Осциллограммы пороговых режимов электрического разряда емкости  $C = 2,47$  мкФ, заряженной до напряжения  $U_0$ , в электродной системе «острие-плоскость» с радиусом острия-анода  $r_{el} = 1,5$  мм и длиной межэлектродного промежутка  $l = 24$  мм, заполненной водным электролитом с удельной электропроводностью  $\sigma_0 = 0,2$  См/м при гидростатическом давлении  $P_{gs} = 10$  МПа:

1 – напряжение на разрядном промежутке; 2 – разрядный ток; 3 – сигнал фотодиодного датчика, регистрирующего свечение вблизи анода; а –  $U_0 = 17$  кВ; б –  $U_0 = 18,5$  кВ

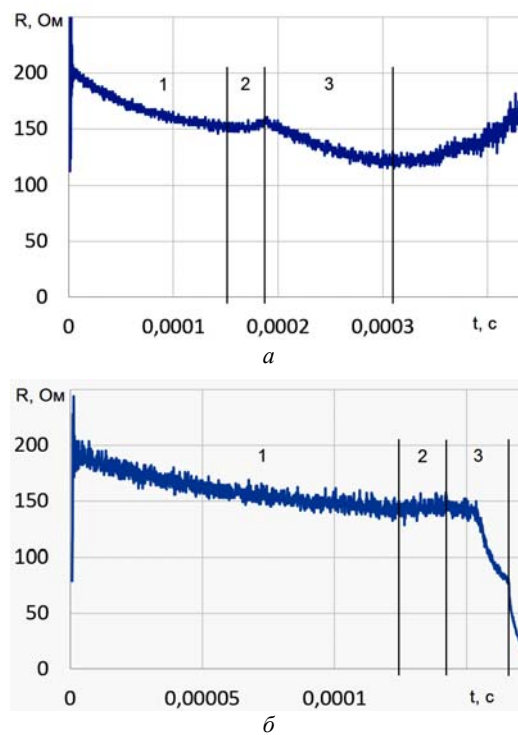


Рис. 4. Изменение сопротивления водного промежутка, рассчитанное по осциллограммам рис. 3: а –  $U_0 = 17$  кВ; б –  $U_0 = 18,5$  кВ

В момент приложения напряжения к межэлектродному промежутку в водном электролите через него начинают протекать предпробойные токи. Под их действием происходит джоулев нагрев, что сопровождается повышением температуры электролита и снижением активного сопротивления промежутка в фазе 1.

На границе фаз 1 и 2 происходит стабилизация сопротивления с его последующим ростом в фазе 2. Мы предполагаем, что данное изменение вызвано началом процесса образования газовых пузырьков вблизи электрода-катода. В результате площадь поверхности катода, соприкасающейся с электролитом,

уменьшается, а плотность тока и температура границы соприкосновения продолжают возрастать.

На границе фаз 2 и 3 сопротивление снова начинает уменьшаться. Мы считаем, что в этот момент времени размер газового пузырька достигает критического значения, при котором остаточное напряжение, приложенное к электродной системе, способствует пробоем пузырька с образованием стримера. Следует отметить, что при относительно малом гидростатическом давлении жидкость уже насыщена газовыми включениями, поэтому длительность фаз 1 и 2 в этом случае гораздо меньше, чем при повышенном давлении, что неоднократно было подтверждено опытным путем. Рост стримера (либо системы стримеров) ведет к уменьшению сопротивления за счет уменьшения расстояния между его головкой и катодом, а также дальнейшего увеличения температуры электролита. Фаза роста стримеров может завершиться затуханием (рис. 4,а) с последующим восстановлением сопротивления промежутка, либо достижением стримером катода, образованием канала малой проводимости с выделением оставшейся в накопителе энергии в активной стадии разряда и резким уменьшением сопротивления (рис. 4,б).

#### Выводы.

1. Выполнен обзор и анализ современных представлений о предпробойных процессах при высоковольтном электрическом разряде в жидкости, который показал, что «пузырьковая» («bubble») модель зажигания разряда в жидкости применима при напряженности электрического поля (36 – 180) кВ/см.

2. По результатам экспериментальных исследований электрических характеристик разряда в водном электролите при повышенном гидростатическом давлении и минимальном напряжении, обеспечивающем зажигание разряда, получила дальнейшее развитие пузырьковая модель стадии формирования его высоковольтного пробоя. Предложено качественное описание трех фаз стадии формирования плазменного канала в жидком электролите.

3. Дальнейшее развитие методики расчета предпробойных характеристик электрического разряда в жидкости на основе пузырьковой модели может определить пути повышения эффективности работы ряда высоковольтных электроразрядных устройств.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гулый Г.А. Основы разрядноимпульсных технологий. – К.: Наукова думка, 1990. – 208 с.
2. Кривицкий Е.В. Динамика электровзрыва в жидкости. – К.: Наукова думка, 1986. – 208 с.
3. Ушаков В.Я. Физика пробоя жидких диэлектриков // Известия Томского политехнического университета. – 2004. – Т.307. – №2. – С. 80-87.
4. Кужекин И.П. Исследование пробоя жидкости в неоднородном поле при прямоугольных волнах напряжения // Журнал технической физики. – 1966. – Т.36. – Вып.12. – С. 2125-2130.
5. Wang Y., Liao D., Zhang W., Sun H. A COMSOL modeling of the pre-breakdown heating phase in the electro-thermal breakdown of conductive water // 3rd International Conference on Materials Engineering, Manufacturing Technology and Control (ICMEMTC 2016). – 2016. – pp. 704-707. doi: 10.2991/icmemtc-16.2016.141.

6. Bragg J.K., Sharbough A.H., Crowe R.W. Cathode effects in the Dielectric Breakdown of Liquids // Journal of Applied Physics. – 1954. – vol.25. – no.3. – pp. 382-391. doi: 10.1063/1.1721645.
7. Seepersad Y., Fridman A., Dobrynin D. Anode Initiated Impulse Breakdown in Water: the Dependence on Pulse Rise Time For Nanosecond and Sub-Nanosecond Pulses and Initiation Mechanism Based on Electrostriction // Journal of Physics D: Applied Physics. – 2015. – vol.48. – no.42. – p. 424012. doi: 10.1088/0022-3727/48/42/424012.
8. Sun A., Zhuang J., Huo C. Formation mechanism of streamer discharges in liquids: a review // High Voltage. – 2016. – vol.1. – no.2. – pp. 74-80. doi: 10.1049/hve.2016.0016.
9. Yan D., Bian D., Zhao J., Niu S. Study of the Electrical Characteristics, Shock-Wave Pressure Characteristics, and Attenuation Law Based on Pulse Discharge in Water // Shock and Vibration. – 2016. – vol.2016. – pp. 1-11. doi: 10.1155/2016/6412309.
10. Яншин Э.В., Овчинников И.Т., Вершинин Ю.Н. Механизм импульсного электрического пробоя воды // Докл. АН СССР. – 1974. – Т.214. – №6. – С. 1303-1306.
11. Ушаков В.Я., Клишкин В.Ф., Коробейников С.М., Лопатин В.В. Пробой жидкостей при импульсном напряжении. – Томск: Изд-во НТЛ, 2005. – 488 с.
12. Clements J.S., Sato M., Davis R.N. Preliminary investigation of prebreakdown phenomena and chemical reaction using a paused high-voltage discharge in water // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1987. – vol.IA-23. – no.2. – pp. 224-235. doi: 10.1109/TIA.1987.4504897.
13. Fujita H., Kanazawa S., Ohtani K., Komiyama A., Kaneko T., Sato T. Initiation process and propagation mechanism of positive streamer discharge in water // Journal of Applied Physics. – 2014. – vol.116. – no.21. – p. 213301. doi: 10.1063/1.4902862.
14. Кускова Н.И. Искровые разряды в конденсированных средах // Журнал технической физики. – 2001. – Т.71. – Вып.2. – С. 51-54. doi: 10.1134/1.1349273.
15. Поклонов С.Г. Высоковольтные электроразрядные погружные установки со стабилизацией электрогидроимпульсного воздействия: автореф. дисс. канд. техн. наук: спец. 05.09.03. – Киев: Полигр. уч. ИЭД НАНУ, 2004. – 18 с.
16. Жекул В.Г., Раковский Г.Б. К теории формирования электрического разряда в проводящей жидкости // Журнал технической физики. – 1983. – Т.53. – Вып.1. – С. 8-14.
17. Раковский Г.Б., Хайнацкий С.А., Жекул В.Г. К расчету напряжения зажигания разряда в проводящих жидкостях // Журнал технической физики. – 1984. – Т.54. – Вып.2. – С. 368-370.
18. Раковский Г.Б. Перегревная неустойчивость в начальной стадии электрического разряда в проводящей жидкости: автореф. дисс. канд. физ.-мат. наук: спец. 01.04.13. – Л.: Изд-во НИИЭФА, 1984. – 23 с.
19. Смирнов А.П., Жекул В.Г., Мельхер Ю.И., Тафтай Э.И., Хвоцан О.В., Швец И.С. Экспериментальное исследование волн давления, генерированных электрическим взрывом в закрытом объеме жидкости // Электронная обработка материалов. – 2017. – Т.53. – №4. – С. 47-52. doi: 10.5281/zenodo.1053757.

#### REFERENCES

1. Gulyi G.A. *Osnovy razriadnoimpul'snykh tekhnologii* [Basics of discharge impulse technologies]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1990. 208 p. (Rus).
2. Krivitskii E.V. *Dinamika elektrovzryva v zhidkosti* [Dynamics of electric explosion in a liquid]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1986. 208 p. (Rus).
3. Ushakov V.Ia. Physics of breakdown of liquid dielectrics. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2004, vol.307, no.2, pp. 80-87. (Rus).

4. Kuzhekin I.P. Investigation of the breakdown of a liquid in an inhomogeneous field with rectangular wave stresses. *Technical Physics*, 1966, vol.36, no.12, pp. 2125-2130. (Rus).
5. Wang Y., Liao D., Zhang W., Sun H. A COMSOL modeling of the pre-breakdown heating phase in the electro-thermal breakdown of conductive water. *3rd International Conference on Materials Engineering, Manufacturing Technology and Control (ICMEMTC 2016)*, 2016, pp. 704-707. doi: **10.2991/icmemtc-16.2016.141**.
6. Bragg J.K., Sharbough A.H., Crowe R.W. Cathode effects in the Dielectric Breakdown of Liquids. *Journal of Applied Physics*, 1954, vol.25, no.3, pp. 382-391. doi: **10.1063/1.1721645**.
7. Seepersad Y., Fridman A., Dobrynin D. Anode Initiated Impulse Breakdown in Water: the Dependence on Pulse Rise Time For Nanosecond and Sub-Nanosecond Pulses and Initiation Mechanism Based on Electrostriction. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2015, vol.48, no.42, p. 424012. doi: **10.1088/0022-3727/48/42/424012**.
8. Sun A., Zhuang J., Huo C. Formation mechanism of streamer discharges in liquids: a review. *High Voltage*, 2016, vol.1, no.2, pp. 74-80. doi: **10.1049/hve.2016.0016**.
9. Yan D., Bian D., Zhao J., Niu S. Study of the Electrical Characteristics, Shock-Wave Pressure Characteristics, and Attenuation Law Based on Pulse Discharge in Water. *Shock and Vibration*, 2016, vol.2016, pp. 1-11. doi: **10.1155/2016/6412309**.
10. Ianshin E.V., Ovchinnikov I.T., Vershinin Iu.N. Mechanism of pulsed electric water breakdown. *Reports of AS of the USSR*, 1974, vol.214, no.6, pp. 1303-1306. (Rus).
11. Ushakov V.Ia., Klimkin V.F., Korobeinikov S.M., Lopatin V.V. *Proboi zhidkosti pri impul'snom napriazhenii* [Breakdown of liquids under impulse voltage]. Tomsk, NTL Publ., 2005. 488 p. (Rus).
12. Clements J.S., Sato M., Davis R.N. Preliminary investigation of prebreakdown phenomena and chemical reaction using a paused high-voltage discharge in water. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1987, vol.1A-23, no.2, pp. 224-235. doi: **10.1109/TIA.1987.4504897**.
13. Fujita H., Kanazawa S., Ohtani K., Komiya A., Kaneko T., Sato T. Initiation process and propagation mechanism of positive streamer discharge in water. *Journal of Applied Physics*, 2014, vol.116, no.21, p. 213301. doi: **10.1063/1.4902862**.
14. Kuskova N.I. Spark discharges in condensed media. *Technical Physics*, 2001, vol.46, no.2, pp. 182-185. doi: **10.1134/1.1349273**.
15. Poklonov S.G. *Vysokovol'tnye elektrorazriadnye pogruchnye ustanovki so stabilizatsiei elektrogidroimpul'snogo vozdeistviia*. Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk [High-voltage electric discharge submersible devices with stabilization of electrohydropulse impact. Abstracts of cand. tech. sci. diss.]. Kiev, 2004. 18 p. (Rus).
16. Zhekul V.G., Rakovskii G.B. To the theory of the formation of an electrical discharge in a conducting liquid. *Technical Physics*, 1983, vol.53, no.1, pp. 8-14. (Rus).
17. Rakovskii G.B., Khainatskii S.A., Zhekul V.G. To calculation of the discharge ignition voltage in conducting liquids. *Technical Physics*, 1984, vol.54, no.2, pp. 368-370. (Rus).
18. Rakovskii G.B. *Peregrevnaia neustoichivost' v nachal'noi stadii elektricheskogo razriada v provodiashchei zhidkosti*. Avtoref. diss. kand. fiz.-mat. nauk [Overheating instability in the initial stage of an electrical discharge in a conducting fluid. Abstracts of cand. phys.-math. sci. diss.]. Leningrad, 1984. 23 p. (Rus).
19. Smirnov A.P., Zhekul V.G., Mel'kher Iu.I., Taftai E.I., Khvoshchan O.V., Shvets I.S. Experimental study of pressure waves generated by an electric explosion in a closed volume of a liquid. *Elektronnaya obrabotka materialov*, vol.53, no.4, pp. 47-52. (Rus). doi: **10.5281/zenodo.1053757**.

Поступила (received) 05.04.2018

Жекул Василий Григорьевич<sup>1</sup>, к.т.н., ст. науч. сотр.,  
Хвоцан Олег Вильямович<sup>1</sup>, к.т.н., ст. науч. сотр.,  
Смирнов Алексей Петрович<sup>1</sup>, к.т.н., ст. науч. сотр.,  
Тафтай Эдуард Иванович<sup>1</sup>, мл. науч. сотр.,  
Швец Иван Сафронович<sup>1</sup>, к.ф.-м.н., вед. науч. сотр.

<sup>1</sup> Институт импульсных процессов и технологий (ИИПТ)

НАН Украины,

54018, Николаев, просп. Богоявленский, 43-А,

тел/phone +380 512 224113,

e-mail: Smirnovap1978@gmail.com, Khvoshchan@gmail.com

V.G. Zhekul<sup>1</sup>, O.V. Khvoshchan<sup>1</sup>, O.P. Smirnov<sup>1</sup>, E.I. Taftai<sup>1</sup>,  
I.S. Shvets<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Institute of Pulse Processes and Technologies (IPPT) of NAS of Ukraine,

43-A, Bohoyavlensky Ave., Mykolayiv, 54018, Ukraine.

**Analysis and development of the bubble model of the formation stage of high-voltage breakdown of the water gap.**

**Purpose.** A high-voltage underwater electric explosion, realized by discharging a capacitor into a water gap, is characterized by three main stages: the stage of formation of the plasma channel, the channel stage and post-discharge one. Substantially, the channel, post-discharge stages and the efficiency of energy release in the channel and the increase in the hydrodynamic effect on the object being processed depend on the parameters of the stage of formation. The purpose of the work was to review the existing mechanisms for the formation of a high-voltage discharge channel with the analysis and development of a bubble model of the stage of formation of water gap breakdown. **Methodology.** We have applied the analysis of existing theories on the formation of a high-voltage discharge channel, the carrying out of electrophysical studies with the processing of the obtained data. **Results.** A review and analysis of modern concepts of pre-breakdown processes in a high-voltage electric discharge in a liquid showed that the «bubble» model of the ignition of a discharge is applicable at an electric field strength (36 – 180) kV/cm. We have further developed the bubble model of the stage of formation of high-voltage breakdown on the results of experimental studies of the electrical characteristics of the discharge in the aqueous electrolyte with increased hydrostatic pressure and minimum voltage providing ignition of the discharge. A qualitative description of three phases of the stage of formation of the plasma channel in the liquid electrolyte is proposed. **Originality.** We have further developed the bubble model of the stage of formation of high-voltage breakdown of the liquid electrolyte on the results of experimental studies of the electrical characteristics of the discharge in the aqueous electrolyte with increased hydrostatic pressure and minimum voltage providing ignition of the discharge. A qualitative variation of the resistance of the gap in the pre-breakdown stage of the discharge is considered. **Practical value.** Determination of the scientific basis for creating a methodology for calculating the pre-breakdown characteristics of an electric discharge to improve the efficiency of electric discharge devices. References 19, figures 4.

**Key words:** high-voltage electric discharge, liquid electrolyte, oscillogram, pre-breakdown processes, bubble model.

Z. Montazeri, T. Niknam

## OPTIMAL UTILIZATION OF ELECTRICAL ENERGY FROM POWER PLANTS BASED ON FINAL ENERGY CONSUMPTION USING GRAVITATIONAL SEARCH ALGORITHM

*Purpose.* Energy consumption is a standard measure to evaluate the progress and quality of life in a country. When used properly and logically it could be cause of progress in science, technology and welfare of the people in any country and otherwise irreparable economic losses and economic gross recession would happen. And finally, the quantity of energy consumption per GDP will increase day by day. Electrical energy, as the most prominent type of energy, is very important. In this article based on a different approach, according to the final consumption of electric energy, a proper economic planning in order to supply electrical energy is submitted. In this programming, the details of final energy consumption, will replace with the information of power network, by considering the network efficiency and power plants. Operation of power plants is based on the energy optimization entranced to a plant. By using the proposed method and gravitational search algorithm, the total cost of electrical energy can be minimized. The results of simulation and numerical studies show better convergence of gravitational search algorithm in comparison with other existing methods in this area. References 17, tables 2, figures 4.

*Key words:* gravitational search algorithm, energy, electrical energy, economic distribution, final energy consumption.

*Цель.* Энергопотребление является стандартной мерой для оценки прогресса и качества жизни в стране. Правильное и обоснованное ее использование может привести к прогрессу в науке, технике и благосостоянии людей в любой стране, в противном случае произойдут непоправимые экономические потери и падение валового внутреннего продукта. И, наконец, количество потребленной энергии на единицу ВВП будет возрастать с каждым днем. Электрическая энергия, как основной вид энергии, является весьма важной. В данной статье, основываясь на различных подходах, в соответствии с конечным потреблением электрической энергии, представлено соответствующее экономическое планирование подачи электроэнергии. При этом, подробности конечного потребления энергии заменяются информацией о сети электроснабжения, учитывая эффективность сети и электростанций. Работа электростанций основана на оптимизации энергии, производимой ею. Используя предложенный метод и алгоритм гравитационного поиска, можно минимизировать общую стоимость электрической энергии. Результаты моделирования и численных исследований показывают лучшую сходимость алгоритма гравитационного поиска по сравнению с другими существующими методами в данной области. Библ. 17, табл. 2, рис. 4.

*Ключевые слова:* алгоритм гравитационного поиска, энергия, электрическая энергия, экономическое распределение, конечное потребление энергии.

**Introduction.** The energy consumption trend in recent years has been very rapid and worrying. This process in developing countries, especially Iran has been much higher than the global average. The continuation of energy supply and ensuring long-term access to resources, needs a comprehensive energy plan, and therefore the energy planning is the undeniable necessities of economic, national and strategic in a country. One of the key topics that is discussed in the context of energy planning, is the economic distribution of electrical energy.

Economic dispatch problem using Tucker-Cohen is performing well and appropriate economic status is determined. When these conditions are met, all the plants that are in circuit, with the exception of plants that can effectively inject their maximum power into the network, due to their amount of fuel are loaded [1]. Economic dispatch methods can be placed in two groups of analytical methods and intelligent systems. One of the most famous and oldest analytical methods, is Lagrange method [2]. Including the intelligent systems, can note the optimization of the application of innovative methods in economic dispatch and entrance of plant into the circuit [3].

Despite the research conducted on the economic dispatch and as a result, the problem of entrancing the plant into the circuit, most of these studies has been appropriated by electric power consumer's expectations. In this paper a different approach with regard to the undeniable importance of energy, is presented in the field

of economic distribution with needs of consumers. In describing this new and different expression, according to the final consumption of electric energy, economic distribution of this energy consumption will be established by power plants. And then based on different power plants efficiency, input energy requirements of power plants, is planned and optimized.

In this paper, first in the second part, definition and discussion of how to formulate economic distribution of energy is expressed. Then, in the third part gravitational search algorithm is presented. The fourth part of the article is devoted to the application of gravitational search algorithm in the context of economic distribution. In the fifth part the simulation results are given and finally in the sixth part of the article summary is expressed.

**Problem statement and formulation.** The cost of electrical power distribution for the whole system is equal to the sum of Costs of different units [4]. The basic operation of the system is that the total output powers must be equal to the total load [5]. In this case the economic dispatch is expressed by relations:

$$F_T = \sum_{i=1}^N F_i(P_i) \quad (1)$$

$$\emptyset = 0 = P_R - \sum_{i=1}^N P_i, \quad (2)$$

where  $F_T$  is the total cost of the operation from the system,  $N$  is the number of power plants,  $P_i$  is the share of  $i$ -th power plant from the total demand, and  $F_i(P_i)$  is the cost of power plants, in order to generating power  $P$ .  $\emptyset$  indicating the fundamental issue  $P_R$ , is the total demand.

It should be noted that each plant is able to operate in the range of its unique ability to inject power. This range of capability is expressed as:

$$P_{i,\min} \leq P_i \leq P_{i,\max}, \quad (3)$$

where  $P_{i,\min}$  and  $P_{i,\max}$  respectively, are the minimum and maximum power injection at the  $i$ -th power plant.

Expressions (1) and (2) show the overview of the economic distribution of electric power, we intend to extend this relation into the energy definition domain. So, in the new expression,  $E_R$  replacing with  $P_R$  and we define total electric energy demand based on final consumption of electrical energy. Therefore, this new attitude we try to provide electrical energy demand in a way to reduce the rate of its costs. The subject that expressed in fact is an optimization problem with a constraint which can be solved with optimization existing methods. However analytical methods such as Lagrange method solve this issue, but in the complex systems and real great, especially when considering the losses and efficiency of the network and in fact nonlinear problem, becomes more with computational complexity. In these situations, evolutionary optimization algorithms, represent their ability to well solve such issues. Various evolutionary optimization algorithms have been proposed and introduced by various authors [6-10].

**Gravitational search algorithm.** Considering the extent and complexity of the issues and the importance of speed to get answers, other classical optimization methods, do not have ability to solve many issues, and instead of searching of comprehensive space, random search algorithms are used to define the problem. This has led to the use of heuristic search algorithm (intuitive or initiatives) which have grown substantially in recent years [6-10]. Heuristic algorithms have demonstrated their high ability in many fields of science such as transport [11], bioinformatics [12], data mining [13], physical chemistry [14], electronics [15] and other related fields. The achievement of an appropriate mathematical model to the process of searching for innovative methods, is very hard and even impossible [13]. Therefore, this type of algorithms, can be named as «black boxes» optimization algorithms [16].

According to the gravity law each mass perceived location and status of other masses through the law of gravitational attraction. Therefore, this force can be used as a tool for information exchange. The optimum detector designed to solve the optimization problem can be used, which each answer can be defined as a position in space and its similarity to the other solutions can be expressed as a distance. The rate of masses is determined according to the objective function [17].

However, imagine the system as a set of  $m$  object. The position of each object is a point in space which is an answer of the problem. In (4), the position of dimension  $d$  of the object  $i$  is shown with  $x_i^d$

$$X_i(x_i^1, \dots, x_i^d, \dots, x_i^n). \quad (4)$$

At first, randomly the initial position of the objects, is define in the space of problem definition, these objects due to the forces which exert to each other proceed towards the answer of the problem.

In this system at time  $t$  to mass  $i$  from mass  $j$  in the direction of dimension  $d$  force equal to  $F_{ij}^d(t)$  is imported.  $M_{gj}$  is gravitational mass of mass  $j$ ,  $G(t)$  is the gravitational constant in time  $t$  and  $R_{ij}$  is the distance between the two objects  $j$  and  $i$ . Euclidean distance is used to determine the distance between the objects.  $\varepsilon$  is a very small number

$$F_{ij}^d(t) = \frac{G(t)M_{gj}(t)}{R_{ij}(t) + \varepsilon} (x_j^d(t) - x_i^d(t)) \quad (5)$$

$$R_{ij}(t) = \|X_i(t) - X_j(t)\|_2. \quad (6)$$

Force on object  $j$  in the direction of dimension  $d$  at the time  $t$ ,  $F_i^d(t)$ , is calculated according to (7). In this equation,  $r_1$  is a random number with uniform distribution in [0-1]

$$F_i^d(t) = \sum_{j=1, j \neq i}^m r_1 F_{ij}^d(t). \quad (7)$$

Acceleration of object  $i$  in the direction of dimension  $d$  at time  $t$  is shown with  $a_i^d(t)$  and inertial mass of object  $i$  is shown with  $M_{i1}(t)$

$$a_i^d(t) = \frac{F_i^d(t)}{M_{i1}(t)}. \quad (8)$$

In this case we have:

$$V_i^d(t+1) = r_2 V_i^d(t) + a_i^d(t); \quad (9)$$

$$x_i^d(t+1) = x_i^d(t) + V_i^d(t+1), \quad (10)$$

where  $r_1$  and  $r_2$  are uniformly-distributed random numbers in [0-1] which have been used to maintain the random search.  $V_i^d$  is speed of dimension  $d$  from object  $i$ .

Relationship (5) to (10), will repeat until the convergence condition is established.

**Problem solving of economic distribution using gravitational search algorithm.** Distribution of electrical energy, is a non-linear problem and due to high provisions has a very high complexity. For this reason, the usual methods for solving this problem are faced with many problems, and either are not able to solve this problem or solve the problem with many hardships. For these reasons described in this article gravitational search algorithm is used to solve nonlinear problems which is very efficient.

Electric energy demand is equal to  $E_R$ . In the period studied, power plants which are available assumed to be constant, so each of these power plants, are at their least production. Different power plants according to the structure have different efficiencies. When the economic distribution of electrical energy is concerned, this fully shows. Thus, only the desired power generation is not considered, but the total final consumption of energy that needed to provide electric energy is optimized. In other words, for effective optimization is done.



We introduce the network efficiency with  $\eta$  and efficiency of different power plants with  $\eta_i$  for  $n, i = 1, 2, \dots$

$$E_{RL} = \eta E_R; \quad (11)$$

$$E_{RL} = \sum_{i=1}^n \eta_i E_i, \quad (12)$$

where  $E_{RL}$  is the energy demand of the power plant due to final energy consumption and efficiency of the network and  $E_i$  is the input energy required to  $i$ -th power plant.

The simulation is done in time domain, so, the mean power and electric power, are the same.

**Simulations and results.** The simulation is performed based on a specific system in accordance with Table 1. Values of  $a$ ,  $b$  and  $c$  related to the input data of costs of power plant operation that is used to calculate the relation

$$F_i(P_i) = aP_i^2 + bP_i + c, \quad (13)$$

where  $F_i$  is the operating costs, and  $P_i$  is the amount of  $i$ -th power plant output power.

Table 1

Information about power system plants						
unit	$P_{\min}$ (MW)	$P_{\max}$ (MW)	$a$	$b$	$c$	$\eta$
1	150	455	0.00048	19.16	1000	30
2	150	455	0.00031	26.17	970	45
3	20	130	0.002	16.6	700	32
4	20	130	0.00211	16.5	680	35
5	25	162	0.00398	19.7	450	28
6	20	80	0.007	22.26	370	27
7	25	85	0.00079	27.74	480	30
8	10	55	0.004	25.92	660	35
9	10	55	0.00222	27.27	665	33
10	10	55	0.002	27.79	670	33

It assumed that  $E_R$  is equal to 1500 kWh, if the efficiency of the network is equal to 75 %, so the demand from the power plant  $E_{RL}$  will be 2000 kWh. Performance of the gravity algorithm, was compared with genetic algorithm and particle population algorithm, the results of the implementation of the three algorithms are shown in Table 2.

Table 2

The simulation results of the studied power system

	GA	PSO	GSA
The best answer	70492.205	70526.659	70785.216
Average of answers	70546.156	70574.379	70837.164
The worst answer	70913.142	71052.215	71356.184

To evaluate the proposed method, gravitational algorithm, genetic algorithm and particle swarm algorithm in solving the problem of finding the minimum of economic distribution problem, have been implemented under the same conditions. For  $n = 30$ , and population size equal to 50, the results for 1500 times iteration is given in Table 2. And for comparison, the fitness average and the best answer which so far has been observed are calculated. These parameters were calculated for 20 times for the implementation of the stand-alone application and middle of the results is obtained. The results of gravitational algorithm show better performance. In the PSO simulation, relation (14) is used for updating the particles velocity in this relation,  $c_1 = c_2 = 2$ , and  $w$  decreases linearly from 0.9 to 0.2. In this relation  $V_i^d(t)$ , is velocity of particle  $i$  in  $d$  dimension

in time  $t$ , and  $r_1$  and  $r_2$  are random numbers uniformly distributed between zero and one. Also  $g_{\text{best}}$  is the best position that has been found by the community,  $p_{\text{best}i}$  is the best position that particle  $i$  so far has been accessed

$$V_i^d(t+1) = w(t)V_i^d(t) + c_1r_{1i}(t)[p_{\text{best}i}^d(t) - V_i^d(t)] + c_2r_{2i}(t)[g_{\text{best}}^d(t) - X_i^d(t)] \quad (14)$$

In order to evaluate the results of the presented objective function optimization, this case is shown in the Table 2. As seen in Table 2, gravitational search algorithm has more acceptable performance and results than GA and PSO algorithms. The results demonstrate the convergence of the GSA algorithm compared to RGA and PSO algorithms.

In order to evaluate the progress of the optimization process, in Fig. 1 to Fig.3 the accomplishing pattern of the optimal solution for gravitational, particle population and genetics algorithms is drawn. Also, in order to have a proper comparison of the performance for these algorithms, the achieving pattern of these algorithms for optimal solution are shown in Fig. 4, simultaneously.

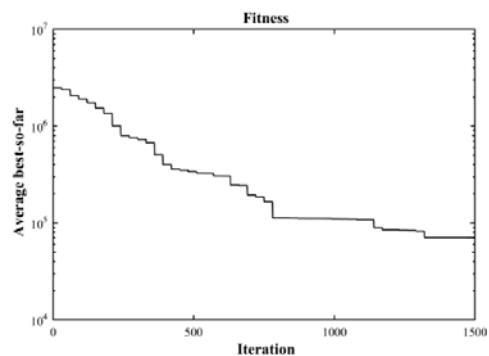


Fig. 1. Accomplishing pattern of the optimal solution by GSA algorithm

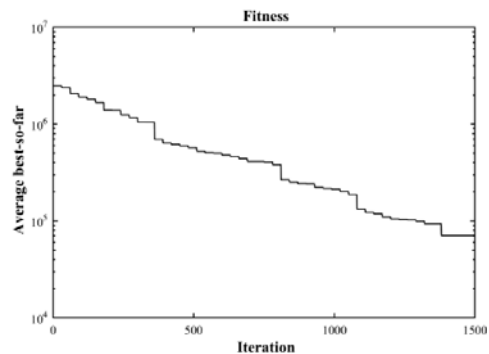


Fig. 2. Accomplishing pattern of the optimal solution by PSO algorithm

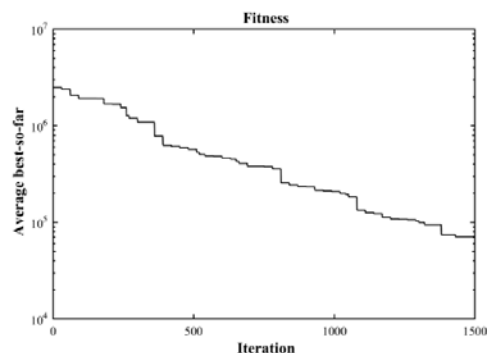


Fig. 3. Accomplishing pattern of the optimal solution by GA algorithm

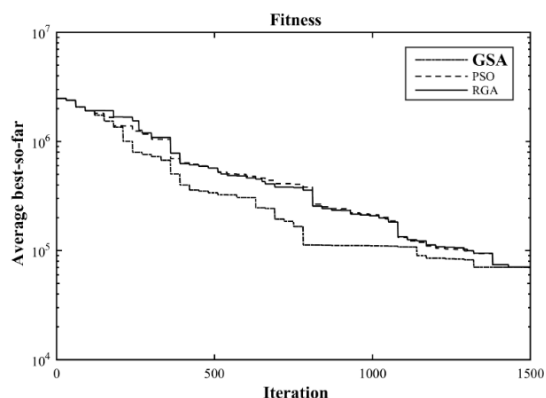


Fig. 4. The comparison of the evolutionary algorithms GSA, PSO and GA to achieve the optimal solution

**Conclusion.** Electrical energy is very important, and therefore it is important to minimize the energy costs. In a new approach in this paper, according to the final consumption of electric energy and efficiency of power system planets and network, the economic distribution of electrical energy is created. In this regard, according to the non-linear nature of the problem, evolutionary algorithms have been used. The results of the simulation show the well performance of gravity algorithm in compare to other algorithms.

#### REFERENCES

- Kuhn H.W., Tucker A.W. Nonlinear Programming. Proceedings of the Second Berkeley Symposium on Mathematical Statistics and Probability, University of California, 1951, pp. 481-492.
- Yamin H.Y. Review on methods of generation scheduling in electric power systems. *Electric Power Systems Research*, 2004, vol.69, no.2-3, pp. 227-248. doi: 10.1016/j.epsr.2003.10.002.
- Yuan X., Su A., Nie H., Yuan Y., Wang L. Application of enhanced discrete differential evolution approach to unit commitment problem. *Energy Conversion and Management*, 2009, vol.50, no.9, pp. 2449-2456. doi: 10.1016/j.enconman.2009.05.033.
- Zaman M.F., Elsayed S.M., Ray T., Sarker R.A. Evolutionary Algorithms for Dynamic Economic Dispatch Problems. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2016, vol.31, no.2, pp. 1486-1495. doi: 10.1109/TPWRS.2015.2428714.
- Surender Reddy S., Bijwe P.R., Abhyankar A.R. Real-Time Economic Dispatch Considering Renewable Power Generation Variability and Uncertainty Over Scheduling Period. *IEEE Systems Journal*, 2015, vol.9, no.4, pp. 1440-1451. doi: 10.1109/JSYST.2014.2325967.
- Tang K.S., Man K.F., Kwong S., He Q. Genetic algorithms and their applications. *IEEE Signal Processing Magazine*, 1996, vol.13, no.6, pp. 22-37. doi: 10.1109/79.543973.
- Kirkpatrick S., Gelatt C.D., Vecchi M.P. Optimization by Simulated Annealing. *Science*, 1983, vol.220, no.4598, pp. 671-680. doi: 10.1126/science.220.4598.671.
- Farmer J.D., Packard N.H., Perelson A.S. The immune system, adaptation, and machine learning. *Physica D: Nonlinear Phenomena*, 1986, vol.22, no. 1-3, pp. 187-204. doi: 10.1016/0167-2789(86)90240-x.
- Dorigo M., Maniezzo V., Colomi A. Ant system: optimization by a colony of cooperating agents. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics, Part B (Cybernetics)*, 1996, vol.26, no.1, pp. 29-41. doi: 10.1109/3477.484436.
- Kennedy J., Eberhart R. Particle swarm optimization. *Proceedings of ICNN'95 – International Conference on Neural Networks*. doi: 10.1109/icnn.1995.488968.
- Zarandi M.H.F., Hemmati A., Davari S. The multi-depot capacitated location-routing problem with fuzzy travel times. *Expert Systems with Applications*, 2011, vol.38, no.8, pp. 10075-10084. doi: 10.1016/j.eswa.2011.02.006.
- Mitra S., Banka H. Multi-objective evolutionary biclustering of gene expression data. *Pattern Recognition*, 2006, vol.39, no.12, pp. 2464-2477. doi: 10.1016/j.patcog.2006.03.003.
- Zahiri S.H. *Swarm Intelligence and Fuzzy Systems*. Nova Science Publ., USA, 2010.
- Darby S., Mortimer-Jones T.V., Johnston R.L., Roberts C. Theoretical study of Cu–Au nanoalloy clusters using a genetic algorithm. *The Journal of Chemical Physics*, 2002, vol.116, no.4, pp. 1536-1550. doi: 10.1063/1.1429658.
- Coello Coello C.A., Luna E.H., Aguirre A.H. Use of Particle Swarm Optimization to Design Combinational Logic Circuits. *Lecture Notes in Computer Science*, 2003, pp. 398-409. doi: 10.1007/3-540-36553-2\_36.
- Wolpert D.H., Macready W.G. No free lunch theorems for optimization. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 1997, vol.1, no.1, pp. 67-82. doi: 10.1109/4235.585893.
- Rashedi E., Nezamabadi-pour H., Saryzadi S. GSA: A Gravitational Search Algorithm. *Information Sciences*, 2009, vol.179, no.13, pp. 2232-2248. doi: 10.1016/j.ins.2009.03.004.

Received 14.03.2018

Zeinab Montazeri<sup>1</sup>, Candidate of Power Engineering, M.Sc. Student,  
 Taher Niknam<sup>1</sup>, Doctor of Power Engineering, Professor,  
<sup>1</sup> Department of Electrical Engineering,  
 Islamic Azad University of Marvdasht,  
 Marvdasht, I.R. Iran.  
 phones +989171128689, +989171876173  
 e-mail: Z.montazeri2002@gmail.com, niknam@sutech.ac.ir

00008

**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](mailto:a.m.grechko@gmail.com)**

**Довідки за телефонами: +38 050 653 49 82 Клименко Борис Володимирович**

**+38 067 359 46 96 Гречко Олександр Михайлович**

