

«ЕЛЕКТРОТЕХНІКА І ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА»

НАУКОВО-ПРАКТИЧНИЙ ЖУРНАЛ

Видання засновано Національним технічним університетом
«Харківський політехнічний інститут» (НТУ «ХПІ») у 2002 р.

Співзасновник – Державна установа «Інститут технічних проблем магнетизму
Національної академії наук України» (ДУ «ІТПМ НАНУ»)

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



«ELECTRICAL ENGINEERING & ELECTROMECHANICS»

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

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

НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ*

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

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

NATIONAL EDITORIAL BOARD*

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

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

Адреса редакції / Editorial office address:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПІ", вул. Кирпичова, 21, м. Харків, 61002, Україна
Dept. of Electrical Apparatus, NTU "KhPI", Kyrpichova Str., 21, Kharkiv, 61002, Ukraine

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

ISSN (print) 2074-272X

ISSN (online) 2309-3404

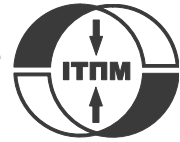
© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2016
© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2016

Підписано до друку 29.08.2016 р. Формат 60 x 90 1/8. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-04-2016. Ціна договірна.

Дизайн та оформлення обкладинки Вировець Л.П. e-mail: vsv_2007@ukr.net

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 33: Электромагнитная совместимость и защита от воздействия мощных электромагнитных помех радиоэлектронного, электротехнического и электроэнергетического оборудования 3

Електричні машини та апарати

Васьковський Ю.М., Мельник А.М., Титко О.І. Электромагнітні вібробуджуючі сили при наявності ексцентриситету ротора турбогенератора 16

Pantelyat M.G., Doležel I. Finite element technique for solution of thermo-contact problems and its application in numerical analysis of devices working with induction heating 22

Shevchenko V.V. Influence of manufacturing quality of laminated core on a turbogenerator exploitation term 28

Електротехнічні комплекси та системи. Силова електроніка

Будашко В.В. Підвищення ефективності керування судновим двомасовим електроприводом 34

Тугай Д.В. Моделирование режимов работы трехфазных систем электроснабжения при оценке составляющих суммарной мощности потерь 43

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Кабельна техніка

Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Sabokar O.S. Magnetic-pulse car body panels flattening. Theoretical aspects and practical results 54

Щебенюк Л.А., Антоненко Т.Ю. Дослідження втрат в ізоляції високовольтних силових кабелів з полімерною ізоляцією 58

Електричні станції, мережі і системи

Зайцев Р.В., Кириченко М.В., Холод А.В., Зайцева Л.В., Прокопенко Д.С., Хрипунов Г.С. Розрахунок робочих параметрів високовольтної системи відбору потужності фотоелектричної станції 63

Інформація

Петрушин В.С. Методическое, программное и лабораторное обеспечение инновационной электротехнической дисциплины 69

TABLE OF CONTENTS

Electrical Engineering. Great Events. Famous Names

Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 33: electromagnetic compatibility and protection from action of powerful electromagnetic interference of radioelectronic, electrical engineering and electric power equipment 3

Electrical Machines and Apparatus

Vaskovskiy Yu.M., Melnyk A.M., Tytko O.I. Electromagnetic vibration disturbing forces at the eccentricity of rotor of turbogenerator 16

Pantelyat M.G., Doležel I. Finite element technique for solution of thermo-contact problems and its application in numerical analysis of devices working with induction heating 22

Shevchenko V.V. Influence of manufacturing quality of laminated core on a turbogenerator exploitation term 28

Electrotechnical Complexes and Systems. Power Electronics

Budashko V.V. Increasing control's efficiency for the ship's two-mass electric drive 34

Tugay D.V. Three-phase energy supply systems simulation for the total power losses components assessment 43

High Electric and Magnetic Field Engineering. Cable Engineering

Batygin Yu.V., Chaplygin E.A., Sabokar O.S. Magnetic-pulse car body panels flattening. Theoretical aspects and practical results 54

Shchebeniuk L.A., Antonets T.Yu. Investigation of losses in insulation of high-voltage power cables with XLPE insulation 58

Power Stations, Grids and Systems

Zaitsev R.V., Kyrychenko M.V., Kholod A.V., Zaitseva L.V., Prokopenko D.S., Khrypunov G.S. Calculation of operating parameters of high-voltage power take-off system for the photovoltaic facility 63

Information

Petrushin V.S. Methodics, software and laboratory equipment for an innovative electrical engineering discipline 69

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2016 рік – 289,26 грн., на два місяці – 48,21 грн., на чотири місяці – 96,42 грн., на шість місяців – 144,63 грн., на вісім місяців – 192,84 грн., на десять місяців – 241,05 грн. Передплатний індекс: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

Постановою президії ВАК України від 15 січня 2003 р. № 1-08/5 науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» внесено до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук та перереєстровано Наказом МОН України № 1328 від 21 грудня 2015 р. Журнал зареєстровано як фаховий з № 1 2002 року.

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

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

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

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

Журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включений у довідник періодичних видань Ulrich's Periodical Directory, представлений у загальнодержавній реферативній базі даних «Україніка Наукова», реферативному журналі «Джерело», індексується у міжнародних наукометричних базах даних Index Copernicus, Российский Индекс Научного Цитирования – РИИЦ (ELIBRARY), Google Scholar, та входить до баз даних EBSCO, DOAJ, OpenAIRE, Elektronische Zeitschriftenbibliothek та ін.



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

М.И. Баранов

АНТОЛОГИЯ ВЫДАЮЩИХСЯ ДОСТИЖЕНИЙ В НАУКЕ И ТЕХНИКЕ. ЧАСТЬ 33: ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ И ЗАЩИТА ОТ ВОЗДЕЙСТВИЯ МОЩНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПОМЕХ РАДИОЭЛЕКТРОННОГО, ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОГО И ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Наведено короткий аналітичний огляд основних науково-технічних досягнень в галузі електромагнітної сумісності технічних засобів, методів і пристроїв захисту радіоелектронного, електротехнічного і електроенергетичного обладнання від зовнішньої дії на нього потужних імпульсних електромагнітних завад, що містять високу напругу, великі струми і сильні електромагнітні поля. Бібл. 50, рис. 25.

Ключові слова: електромагнітна сумісність, технічні засоби, потужна електромагнітна завада, захист технічних засобів від електромагнітних завад, заводозахисні пристрої, огляд.

Приведен краткий аналитический обзор основных научно-технических достижений в области электромагнитной совместимости технических средств, методов и устройств защиты радиоэлектронного, электротехнического и электроэнергетического оборудования от внешнего воздействия на него мощных импульсных электромагнитных помех, содержащих высокие напряжения, большие токи и сильные электромагнитные поля. Библ. 50, рис. 25.

Ключевые слова: электромагнитная совместимость, технические средства, мощная электромагнитная помеха, защита технических средств от электромагнитных помех, помехозащитные устройства, обзор.

Введение. Бесперебойная работа современного многообразного радиоэлектронного, электротехнического и электроэнергетического оборудования, обеспечивающего практическую реализацию важных для различных промышленных производств и технологий, стратегических военно-технических объектов и быта граждан любой страны мира электротехнологических процессов, напрямую связана с выполнением жестких требований по его *электромагнитной совместимости* (ЭМС) и защите от дестабилизирующего и поражающего действия внешних *мощных электромагнитных помех* (МЭМП) естественного и искусственного происхождения [1-3]. Следует напомнить читателю, что в настоящее время под ЭМС технических средств (ТС) понимается способность ТС функционировать с заданным качеством в заданной электромагнитной обстановке (ЭМО) и не создавать недопустимых по амплитудно-временным параметрам (АВП) электромагнитных помех другим ТС [3]. Укажем, что в области ЭМС под термином «*электромагнитная помеха*» понимается тот или иной электромагнитный процесс, который ухудшает или может ухудшить качество функционирования ТС, а также неблагоприятно повлиять на жизнедеятельность живого организма [3]. Что касается понятия ТС, то под ним в области ЭМС понимается оборудование, аппаратура, изделие и их составные части, функционирование которых основано на известных закономерностях в таких научно-технических дисциплинах как электротехника, радиотехника, электроэнергетика и электроника и которые в своем составе содержат различные электронные компоненты и схемы, выполняющие следующие функции: генерирование, преобразование, передача, прием, переключение и запоминание магнитных и электрических величин [3]. Следует отметить, что в области ЭМС под *помехоустойчивостью* ТС понимается способность ТС сохранять заданное качество функционирования при воздействии на него внешних электромагнитных помех с регламентированными значениями АВП, заданными соответствующими нормативными документами [3]. Под элек-

тромагнитной стойкостью (*помехостойкостью*) ТС при решении прикладных задач в области ЭМС понимается способность ТС обеспечивать заданное качество функционирования и свою работоспособность только до определенных уровней АВП воздействующих на него МЭМП, указанных в соответствующих национальных (международных) стандартах и опубликованной научно-технической литературе [4-14]. Непрерывно расширяющиеся во всем мире масштабы применения в ТС высокочувствительных к влиянию МЭМП микропроцессорных устройств, предназначенных для управления, регистрации параметров, обмена информацией и автоматизации технологических процессов, объективно приводят к повышению актуальности проблемы ЭМС в современной технике [3].

1. Основные источники и виды МЭМП. Прежде всего, укажем, что по [5, 15, 17] под МЭМП понимаются такие электромагнитные помехи, воздействие которых на ТС вызывает при отсутствии в них помехозащитных средств, не относящихся к принципам действия и построения защищаемых ТС, нарушение их нормального функционирования, временный сбой в работе ТС (обратимый отказ) или выход их из строя (необратимый отказ). Источники возникновения МЭМП подразделяются на два основных класса: *первый класс* – источники естественного происхождения; *второй класс* – источники искусственного происхождения [5, 15]. Основными видами МЭМП, вызываемыми источниками естественного происхождения, являются [2, 3, 7, 10, 13-17]: *грозовые разряды (молнии)* в земной атмосфере, характеризующиеся в микросекундном временном диапазоне амплитудами протекающего тока в десятки (сотни) килоампер; *мощный электромагнитный импульс* (ЭМИ), формируемый в атмосфере Земли сильноточным каналом молнии и изменяющийся в микросекундном временном диапазоне; *разряды статического электричества* при его потенциалах в десятки (сотни) киловольт, протекающие на начальной стадии в наносекундном временном диапазоне. К основным видам МЭМП, вызываемых источниками

© М.И. Баранов

искусственного происхождения, согласно [4-9, 11-15, 17-19] относятся: *коммутационные перенапряжения* амплитудой в десятки киловольт и *токи короткого замыкания (КЗ)* амплитудой в десятки килоампер, возникающие в миллисекундном временном диапазоне в электрических сетях промышленной частоты (50/60) Гц и в контактных сетях железнодорожного и городского электротранспорта; разрядные *большие импульсные токи* амплитудой в десятки (сотни) килоампер и *сильные электромагнитные поля* с напряженностью электрического до (10^2 - 10^4) кВ/м и магнитного до (0,3-30) кА/м полей, генерируемые в нано- и микросекундных временных диапазонах электроустановками высокого (сверхвысокого) напряжения, предназначенными для выполнения научных и электротехнологических целей; мощный ЭМИ, генерируемый в атмосфере Земли ядерным взрывом и изменяющийся в наносекундном временном диапазоне; мощный ЭМИ, генерируемый в сверхвысокочастотном диапазоне новым видом оружия – электромагнитным оружием, базирующимся на нетрадиционных физических принципах его построения и применения.

2. Основные методы защиты ТС от МЭМП.

Согласно [2, 15, 17, 18] основными методами защиты современных ТС от действия на них внешних МЭМП являются: во-первых, *конструкционный метод* и, во-вторых, *схемотехнический метод*. Подчеркнем то, что эти методы защиты ТС от МЭМП не затрагивают принципов функционирования и построения самих ТС. При их практическом использовании все средства защиты ТС от внешних электромагнитных помех находятся вне защищаемых электронных компонент и электрических схем ТС. Внутреннего «вмешательства» в защищаемые ТС при применении таких методов их защиты от действия внешних МЭМП не происходит. Наиболее распространенными приемами практической реализации конструкционного метода защиты ТС от МЭМП является применение *электромагнитных экранов*, расположенных вокруг защищаемых ТС, и *заземляющих устройств (ЗУ)*, отводящих возникающие помеховые электрические потенциалы и токи в землю [3-5, 7, 15]. Схемотехнический метод защиты ТС от МЭМП предполагает использование в зонах подхода опасных трактов к защищаемым ТС следующих электроустройств [1-7, 15, 18-21]: *защитных разрядников; ограничителей перенапряжений; варисторов; ограничительных диодов; комбинированных схем; защитных фильтров; устройств компенсации помех; устройств электромагнитной развязки цепей; резистивных схем*. Приведем далее технические особенности и возможности указанных методов и устройств защиты современных ТС от воздействия МЭМП.

3. Применение электромагнитных экранов для защиты ТС от МЭМП. Микроэлектронная и микропроцессорная техника, устройства связи, системы управления, обработки и передачи информации, а также устройства генерирования импульсов напряжений (токов) и электромагнитных полей (ЭМП) специальных форм и АВП и слаботочная низковольтная преобразовательная техника экранируются от действия внешних МЭМП при помощи металлических оболочек прямоугольной, цилиндрической, сферической

и иной геометрической формы [3-7]. Теория экранирования ТС от внешних постоянных электрических и магнитных полей, переменных и импульсных ЭМП в настоящее время для металлических оболочек разработана на высоком уровне [3, 21-23]. Основным параметром, характеризующим эффективность электромагнитного экранирования ТС при действии на них ЭМП, является экранное затухание A_e , определяемое в децибелах по следующему выражению [5, 15, 21]:

$$A_e = 20 \lg(E_0 / E_i) = 20 \lg(H_0 / H_i), \quad (1)$$

где E_0 , H_0 – соответственно напряженности электрического и магнитного полей, воздействующих снаружи на экран и защищаемые им ТС; E_i , H_i – соответственно напряженности электрического и магнитного полей, проникших сквозь стенку экрана в его внутреннюю область (зону экранирования от ЭМП) и действующих непосредственно на защищаемые ТС.

Как правило, значения напряженностей E_0 и H_0 , присутствующих в (1), заданы. Значения напряженностей E_i и H_i могут быть определены по расчетным соотношениям, приведенным, например, для квазистационарного режима проникновения низко- и высокочастотных ЭМП различной пространственной ориентации в не- и магнитные плоские, цилиндрические и сферические экраны в [3, 21-23]. Напомним, что квазистационарное приближение в теории экранов предусматривает при поиске решений уравнений Максвелла использование единственного ограничения, состоящего в том, что длина волны проникающего в экран ЭМП должна быть значительно больше основных геометрических размеров применяемого экрана. Из (1) следует, что при $E_0/E_i = H_0/H_i = 10^3$ экранное затухание численно составляет 60 Дб. Такого затухания внешней МЭМП за счет применения металлического экрана соответствующих геометрических и электрофизических параметров вполне достаточно для надежного функционирования в штатном режиме практически любого защищаемого ТС из указанной нами выше техники. Для усиления экранного эффекта (повышения в (1) численных значений для соотношений E_0/E_i и H_0/H_i) при электромагнитном и магнитоэлектростатическом экранировании защищаемых ТС в качестве дополнительных средств экранирования в зонах неоднородностей экранов (например, для крышек, лючков, вентиляционных отверстий и др.) применяются уплотняющие электропроводящие прокладки, волноводные электропроводящие насадки, сотовые электропроводящие решетки, тонкие электропроводящие сеточки и другие экранные элементы [4, 15, 24].

Отметим, что для создания экрана, ослабляющего приходящие извне полевые электромагнитные помехи, могут быть использованы металлоконструкции здания с защищаемыми ТС, включающие стальную арматуру его железобетонных элементов, проводники системы уравнивания потенциалов и заземлители [3]. На практике необходимо стремиться к созданию вокруг защищаемых ТС экрана с максимальным значением по (1) экранного затухания A_e . С этой целью все металлоконструкции инженерных коммуникаций (например, трубопроводы, вентиляционные короба, оболочки кабельно-проводниковой продукции и др.), входящих в здание с защищаемыми ТС, арматура,

металлические коробки дверей и окон строительной части этого здания должны быть многократно гальванически (электрически) соединены друг с другом, металлическим экраном и с контуром заземления [3].

4. Применение заземляющих устройств для защиты ТС от МЭМП. Использование ЗУ является одним из наиболее распространенных приемов по защите ТС от влияния на их работу помеховых (индуктированных) напряжений и токов, вызванных воздействием на них внешних МЭМП, и обеспечению безопасных условий обслуживания ТС [3, 15, 25]. Поэтому в современных условиях ЗУ рассматриваемых нами ТС, особенно для объектов электроэнергетики, должны отвечать действующим требованиям как в области ЭМС, так и электробезопасности людей [26]. Данные требования направлены на выполнение прикладных задач защиты ТС и их обслуживающего персонала от МЭМП, преимущественно возникающих, в частности, на энергообъектах при коммутациях в электрических сетях промышленной частоты (50/60) Гц и воздействии импульсных токов молнии [27]. Обычно ЗУ содержит заземляющий токопровод, жестко соединенный с заземляемой частью ТС (например, с металлическим корпусом-экраном ТС) и заземлителем, выполненным из заглубленной металлоконструкции, находящейся в соприкосновении с землей. Составные части ЗУ предназначены для отвода в землю индуктированных внешней электромагнитной помехой в металлическом корпусе-экране ТС зарядов и потенциалов, снижения напряжения прикосновения к металлическому корпусу-экрану ТС и шагового напряжения вблизи защищаемого ТС (например, шкафа управления на территории такого электроэнергетического объекта как подстанция) до безопасных уровней [3, 15, 25-27]. В настоящее время ЗУ для электроэнергетических объектов (ЭЭО) во многих странах мира нормируются, в основном, по значениям сопротивления заземления (от долей до десятков Ом), потенциала на ЗУ (от сотен вольт до десятков кВ) и напряжения прикосновения (от десятков до сотен вольт) [27, 28]. Численные значения данных нормируемых параметров существенно зависят от конструкционного исполнения ЗУ, электрофизических параметров грунта, в котором находится заземлитель ЗУ, и электрических параметров защищаемого объекта (например, для энергообъекта к таким параметрам относится допустимое значение тока КЗ, время срабатывания релейной защиты, класс напряжения и др.) [28-30]. Многолетняя практика эксплуатации различного электротехнического и электроэнергетического оборудования в составе промышленных энергосистем показывает, что от качества и характера исполнения на нем ЗУ существенно зависит ЭМО и соблюдение для него требований ЭМС [3]. В качестве полезной технической информации по ЗУ в электроэнергетике укажем, что в [31] была представлена прошедшая длительную практическую апробацию на энергообъектах Украины методика проведения электромагнитной диагностики (ЭМД) состояния их ЗУ. При выполнении ЭМД ЗУ на работающем и находящемся под напряжением электроэнергетическом оборудовании контроль конструкционного исполнения ЗУ осуществляется, как правило, индукционным методом [26, 31].

Согласно [3, 15, 27] при решении задач электробезопасности персонала и ЭМС для ТС используются три вида заземлений: первый вид – *заземление молниезащиты*, предназначенное для отведения в землю импульсного тока молнии, обычно характеризующегося для его импульсной компоненты длительностью до 500 мкс нормируемой амплитудой до 200 кА и длительной компоненты продолжительностью до 1000 мс с усредненной амплитудой до 200 А [8, 13, 14]; второй вид – *защитное заземление*, используемое для обеспечения безопасности обслуживающего ТС персонала путем гальванического подключения металлических частей электрооборудования, которые в нормальных условиях работы имеют практически нулевой потенциал, а в аварийном режиме работы могут оказаться под напряжением, к контуру заземления; третий вид – *рабочее заземление*, предназначенное для создания опорного эквипотенциального уровня в электрических схемах и системах ТС, обеспечивающего требуемые условия для нормального режима их функционирования. На практике при обеспечении эффективной защиты ЭЭО от поражающего действия внешних МЭМП применяется концепция зонной защиты их ТС и соответственно комплексный подход в использовании ЗУ, предусматривающий установку в различных зонах защищаемого ЭЭО и ТС одновременно трех указанных видов заземлений [3, 15, 26, 27].

5. АВП основных перенапряжений при защите ТС от МЭМП. Согласно [3, 18] и требованиям ГОСТ Р 54149-2010 [32] по качеству электроэнергии в опасных трактах воздушных (кабельных) линий электропередачи, линий связи и управления, «подходящих» к ТС ЭЭО, от грозовых разрядов и коммутаций в электросетях могут возникать импульсные грозовые с амплитудой U_m до 10 кВ на входе в здание с защищаемыми ТС (причем, с амплитудой U_m до 6 кВ во внутренней проводке здания с ТС) и коммутационные с амплитудой U_m до 4,5 кВ перенапряжения (рис. 1).

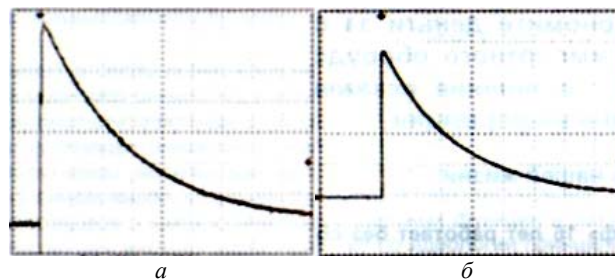


Рис. 1. Грозовые (а) и коммутационные (б) перенапряжения аperiodической формы на входе в здание, воздействующие на защищаемые в нем ТС (для а – 1/50 мкс; $U_m=10$ кВ; масштаб по горизонтали – 25 мкс/клетка; для б – 250/5000 мкс; $U_m=4,5$ кВ; масштаб по горизонтали – 2500 мкс/клетка) [18]

Возможны «провалы» и «всплески» напряжения сети. Эти «провалы» и «всплески» напряжения в сети электропитания ТС могут быть вызваны аварийными ситуациями (обрыв нейтрали, когда вместо напряжения 220 В может появляться напряжение вплоть до 380 В) и перегрузками в сети электроснабжения, обусловленными подключением (особенно в зимний период) большого числа электронагревательных приборов. В последнем случае напряжение в сети электропитания

ТС вместо требуемых 220 В может длительно находиться в диапазоне (160-180) В [18]. На рис. 2 приведены возможные перенапряжения от «провалов» и «всплесков» в электросети питающего напряжения.

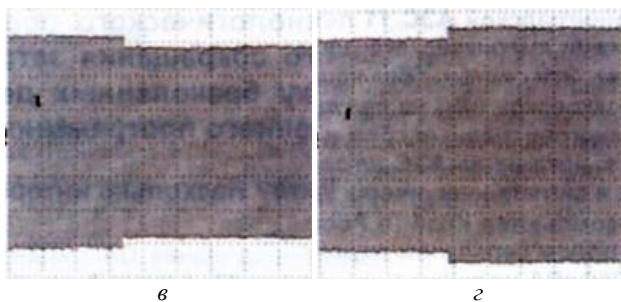


Рис. 2. Перенапряжения в сети электропитания защищаемых ТС, вызванные «провалом» (в) и «всплеском» (з) на 10 % питающего сетевого электрического напряжения [18]

Кроме того, в опасных трактах вышеуказанных линий, «подходящих» к техническому зданию с защищаемыми ТС, из-за воздействия на них коммутационных затухающих синусоидальных токов и ЭМИ упомянутой электромагнитной природы могут возникать высокочастотные перенапряжения типа «звонящая волна» частотой до 0,1 МГц при амплитуде U_m до 4 кВ или частотой 1 МГц при U_m до 2 кВ (рис. 3) [18].

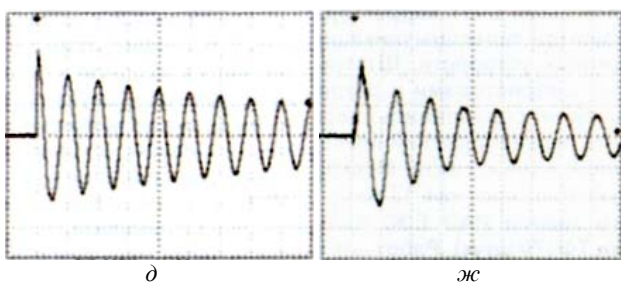


Рис. 3. Перенапряжения типа «звонящая волна» частотой до 0,1 МГц с амплитудой U_m до 4 кВ (д, масштаб по горизонтали – 10 мкс/клетка) и частотой 1 МГц с амплитудой U_m до 2 кВ (ж, масштаб по горизонтали – 1 мкс/клетка) в опасных трактах линий на входе в здание с защищаемыми ТС [18]

При выборе устройств защиты от помех для ТС необходимо не забывать и о возможных перенапряжениях в сети электроснабжения, обусловленных кратковременными «всплесками» питающего ТС напряжения от 220 до 380 В (рис. 4,з), а также о наносекундных импульсных помеховых напряжениях аperiodической временной формой 5/50 нс с амплитудой U_m до 2,5 кВ (рис. 4,и), «приходящих» по опасным трактам рассматриваемых нами линий ко входу здания с защищаемыми ТС [18]. Используя приведенные выше данные для АВП основных перенапряжений, возникающих в «подходящих» к зданию с ТС трактах, рассмотрим далее возможные пути их ограничения.

Укажем и то, что в 2012 г. в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» был создан генератор стандартных аperiodических коммутационных импульсов напряжения положительной (отрицательной) полярности временной формой 205/1900 мкс с амплитудой до 2000 кВ, удовлетворяющий действующим на сегодня межгосударственным требованиям [9] и предназначенный для проведения в полевых условиях натурных испытаний объектов электроэнергетики на электрическую прочность их наружной (внутренней) изоляции [33].

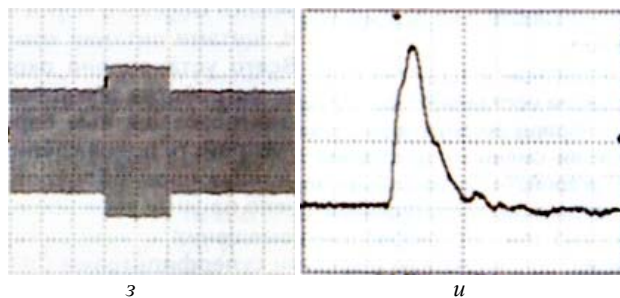


Рис. 4. Перенапряжение в сети электропитания защищаемых и находящихся внутри здания ТС, обусловленное кратковременным «всплеском» питающего сетевого напряжения с 220 до 380 В (з), и перенапряжение в опасном тракте «подходящей» ко входу здания с ТС линии, вызванное наносекундной импульсной помехой временной формой 5/50 нс (и, $U_m=2,5$ кВ; масштаб по горизонтали – 50 нс/клетка) [18]

6. Некоторые особенности защиты слабо- и силовоточного электрооборудования от МЭМП. Отключение перенапряжений (токов) КЗ и коммутационных перенапряжений (токов) в промышленной сети электропитания слабо- и силовоточных ТС или воздействующих на них импульсных токов (перенапряжений) молнии электромеханическими выключателями (ЭМВ), наверное, было бы наиболее простой и надежной защитой ТС от действия на них перенапряжений от данных МЭМП. Однако работа особенно слаботочных электронных схем и соответствующего радиоэлектронного и иного электрооборудования при указанных внешних МЭМП и временах срабатывания ЭМВ в сотни миллисекунд является категорически невозможной. Для реализации защиты подобных ТС применения лишь ЭМВ не достаточно. В этом случае для защиты слабо- и силовоточных цепей ТС от опасных для них быстротекущих переходных электромагнитных процессов, вызванных нештатными ситуациями (например, КЗ, коммутациями, ударом молнии и другими факторами), в «подходящих» к ним сетях энергообеспечения, кабелях связи и обусловленных ими перенапряжений необходимы такие помехозащитные устройства (ПЗУ), которые способны отключать (ограничивать до безопасных уровней) указанные перенапряжения (токи) за десятки (сотни) наносекунд. Постараемся ниже рассмотреть основные ПЗУ, пригодные для защиты слабо- и силовоточных цепей ТС от действия на них перенапряжений, обусловленных внешними МЭМП различной природы.

7. Применение разрядников для защиты ТС от МЭМП. Большинство современных ПЗУ на первой (грубой) ступени ограничения воздействующего на защищаемые ТС импульсного перенапряжения содержат высоковольтные двухэлектродные газонаполненные (реже воздушные) разрядники [3, 15, 18, 34, 35]. Газонаполненные разрядники (рис. 5) устанавливаются вблизи мест ввода шин электропитания, выравнивания потенциалов и заземления в защищаемые объекты с ТС. Их задача – обеспечить защиту ТС от действия возможных перенапряжений путем их снижения до малого уровня. Напряжение их срабатывания из-за зависящей от времени характеристики зажигания таких разрядников определить трудно. Они имеют герметичные стеклянные (керамические) корпуса, заполненные благородным газом (аргоном или неоном) [3, 35]. Металлические электроды в их раз-

рядном промежутке покрыты специальным тонким активирующим слоем. Они способны коммутировать импульсы тока временной формой 8/20 мкс с амплитудой до 40 кА. Для гарантирования малого разброса разрядного постоянного напряжения эти разрядники имеют внутри слабое радиоактивное покрытие [3, 35].

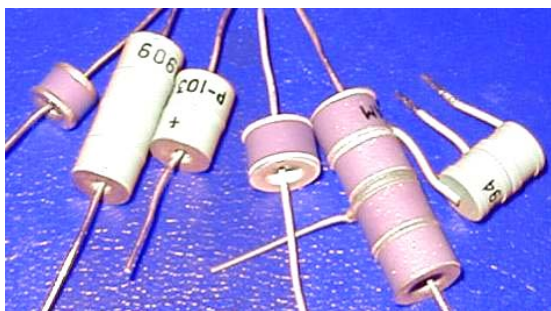


Рис. 5. Внешний вид маломощных газонаполненных разрядников (типа P-103 и др.), способных «пропускать» импульсные токи формой 8/20 мкс с амплитудой до 10 кА [35]

После зажигания газонаполненных разрядников напряжение между их электродами падает сначала до напряжения тлеющего разряда (до 100 В), а затем при возрастании коммутируемого тока – до напряжения горения электрической дуги (примерно до (10-20) В) [3]. Этот тип разрядников срабатывает в микросекундной области (время срабатывания для их лучших конструкций составляет до единиц микросекунд). В цепях переменного напряжения они дугу с сопровождающим током самостоятельно гасить не в состоянии. В низковольтных сетях постоянного тока дугу подобные газовые разрядники гасят самостоятельно [35].

На рис. 6 приведен общий вид газонаполненных разрядников типа GDT, способных рассеивать сравнительно большую тепловую энергию, «вносимую» в цепи МЭМП. Газонаполненные разрядники GDT находят применение в телекоммуникационной аппаратуре, телефонии и радиопередающем оборудовании.



Рис. 6. Внешний вид газонаполненных разрядников типа GDT, используемых в телемеханике и радиотехнике [35]

Следует подчеркнуть то, что собственная электрическая емкость указанных газонаполненных разрядников крайне мала. Поэтому они не могут вносить существенных искажений в полезный электросигнал [35]. На рис. 7 приведен общий вид мощных грозозащитных разрядников (РФ), способных защитить дорогостоящую радиотехническую аппаратуру от прямого воздействия грозовых сильнотоковых разрядов [36].

Приведенные на рис. 7 грозозащитные разрядники способны «пропускать» через себя и затем направлять в заземлитель стандартные аperiodические импульсы тока 10/350 мкс молнии амплитудой до (50-100) кА [36]. Основной задачей этих разрядников при защите ТС от МЭМП является ограничение грозового

перенапряжения до предписанного им остаточного уровня (от 1 до 2,5 кВ) [35, 36]. На рис. 8 показан общий вид зарубежных грозозащитных разрядников с одними из лучших технических характеристик [35].



Рис. 7. Внешний вид мощных грозозащитных герметичных разрядников, применяемых при защите радиотехнической аппаратуры от перенапряжений, вызванных прямым ударом в нее молнии (слева-направо: типа P-77-1В и типа P-59) [36]



Рис. 8. Внешний вид мощных грозозащитных разрядников типа COMBTEC VV 335 и COMBTEC VS 335, коммутирующих импульсные токи 10/350 мкс молнии амплитудой до 40 кА и ограничивающих грозовые перенапряжения для электротехнического оборудования до уровня 1 кВ [35]

На рис. 9 представлена «линейка» разрядников грозозащитных низковольтных (РГЗН) разработки ЗАО «ЭМСОТЕХ» (РФ) [18, 37], предназначенных для защиты низковольтных вводов (220/380 В) в здания, низковольтных обмоток трансформаторов, автономных источников электроэнергии (например, дизель-генераторов) и изоляции кабелей от воздействия на них грозовых и коммутационных перенапряжений. Данные РГЗН могут надежно коммутировать импульсы тока молнии стандартной временной формой 10/350 мкс с амплитудой I_m от 25 до 100 кА [18, 37].



Рис. 9. Внешний вид мощных грозозащитных разрядников низковольтного типа РГЗН (слева-направо: РГЗН-3/100-220 на $I_m=100$ кА; РГЗН-3/50-220 на $I_m=50$ кА; РГЗН-3/25-220 на $I_m=25$ кА; фирма «ЭМСОТЕХ», г. Калуга, РФ) [18, 37]

На основе указанных разрядников РГЗН-3/100-220 (см. рис. 9) специалистами российского ЗАО «ЭМСОТЕХ» были созданы панели грозозащитные

низковольтные типа ПГЗН (рис. 10), которые в 2010 г. нашли свою практическую реализацию в новой системе молниезащиты современного радиооптического комплекса РФ по распознаванию космических объектов, внешний вид которого приведен на рис. 11 [18].

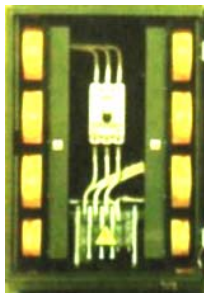


Рис. 10. Общий вид панели грозозащитной низковольтной с резервированием типа ПГЗН-Р-3/100-220 ($I_m=100$ кА; тип разрядника – РГЗН-3/100-220; импульсное напряжение пробоя каждого из восьми разрядников – 4 кВ; РФ) [18, 37]



Рис. 11. Внешний вид уникального радиооптического комплекса распознавания космических объектов (РФ), оснащенного рядом грозозащитных панелей типа ПГЗН-Р для защиты от прямых ударов в его элементы молнии [18, 37]

8. Применение ограничителей перенапряжений для защиты ТС от МЭМП. В настоящее время ограничители перенапряжений нелинейные (ОПН) являются одними из наиболее эффективных средств защиты различных ТС от МЭМП [38]. ОПН (рис. 12) представляет собой высоковольтный электрический аппарат, предназначенный для защиты электросетей среднего и высокого классов напряжения переменного тока промышленной частоты и соответственно рассматриваемого нами электрооборудования от коммутационных и атмосферных (грозовых) перенапряжений. Данный аппарат можно назвать «разрядником без искровых промежутков» [38]. В отличие от традиционных вентильных разрядников с искровыми промежутками и карборундовыми резисторами ОПН не содержат искровых промежутков и состоят только из колонки нелинейных резисторов («таблеток»), выполненных на основе окиси цинка и заключенных в полимерную или фарфоровую покрывку. Конструктивное исполнение ОПН допускает их изготовление в виде одноколонковых и многоколонковых аппаратов.



Рис. 12. Общий вид широко используемых в промышленной электроэнергетике одноколонковых ОПН с полимерными покрывками, обеспечивающими надежную защиту их нелинейных резисторов от атмосферных воздействий [38]

Основным элементом нелинейных резисторов в ОПН является *варистор*, выполняемый, как правило, в виде «таблетки» из оксида цинка (ZnO) с наружной оболочкой из глифталевой эмали, повышающей его пропускную способность по току [38]. Материал варистора на основе указанного оксида, смешиваемого с оксидами других металлов, представляет собой последовательно-параллельно включенных *p-n* переходов [38]. Этот материал, по сравнению с материалом резисторов в вентильных разрядниках, обладает повышенной пропускной способностью и высоконелинейной вольтамперной характеристикой (ВАХ). Именно благодаря такой ВАХ варисторы и, соответственно, ОПН могут длительно находиться под напряжением, при котором обеспечивается высокий уровень защиты силового электрооборудования [38].

В нормальном рабочем режиме ток через ОПН имеет емкостный характер и составляет десятые доли миллиампера. При возникновении МЭМП и соответственно воздействию перенапряжений на нелинейные резисторы ОПН их рабочий материал переходит в проводящее состояние с малым сопротивлением и тем самым ограничивает дальнейшее нарастание перенапряжения до уровня, безопасного для изоляции защищаемой электроустановки и иных ТС [38]. При этом через ОПН могут «проходить» импульсные токи с амплитудами в десятки килоампер. При исчезновении перенапряжения ОПН возвращается в исходное непроводящее состояние. Величины рабочих напряжений для ОПН изменяются в широких пределах – от 3 до 750 кВ [38-40]. Основными местами установки высоковольтных ОПН являются открытые (закрытые) распределительные устройства на энергообъектах и подходы к зданиям с ТС. Известными в мире фирмами-производителями таких ОПН являются [38, 39]: «Dervasil» (Группа SICAME, Франция); «Siemens» (Германия); «ABB» (Швейцария); «СЕВЗАППРОМ» (РФ). В Украине передовые позиции в технологии изготовления ОПН на напряжения класса 3-150 кВ для потребностей электроэнергетики занимала фирма ES «Полимер» (г. Артемовск, Донецкой обл.) [40].

На рис. 13 приведен общий вид одно- и многофазных ОПН, предназначенных для защиты потребителей электроэнергии, запитываемых от электрических сетей с частотой (50/60) Гц, от скачков напряжения, коммутационных перенапряжений, дифференциальных перенапряжений и высокочастотных помех [41]. ОПН в этом случае устанавливается между фазой и землей или нулевым проводом и землей. При этом в обязательном порядке требуется наличие заземляющего провода для последующего «сброса» импульсной тепловой энергии от МЭМП в заземлитель.

На актуальность, важность и остроту необходимость более широкого применения ОПН в промышленной электроэнергетике, высоковольтной (низковольтной) электротехнике, телемеханике и радиоэлектронике указывает то, что по данным американской фирмы «General Semiconductor» финансовые потери в промышленности США на сегодня только от поражающего действия на ее развитую инфраструктуру перенапряжений (токов) от рассматриваемых МЭМП составляют до 10 млрд. долларов USA в год [42].



Рис. 13. Общий вид одно- (слева) и трехфазных (справа) ОПН, применяемых в электросетях переменного напряжения (тока) промышленной частоты (50/60) Гц во вводно-распределительных устройствах, главных распределительных щитах технооборудований и квартирных щитах жилых зданий (производитель – фирма «Schneider», Германия) [41]

9. Применение варисторов для защиты ТС от МЭМП. Как нам известно, *варистор* является полупроводниковым резистором, сопротивление которого изменяется нелинейно под действием приложенного к нему электрического напряжения [38, 43]. Раньше в электротехнике и радиоэлектронике применялись варисторы, изготовленные на основе карбида кремния. В настоящее время обычно используются оксидно-цинковые варисторы на различные значения рассеиваемой мощности [3, 38]. Варистор имеет симметричную нелинейную ВАХ. С увеличением воздействующего напряжения его активное сопротивление резко падает. Поэтому при импульсном воздействии напряжения на варистор возникающий на нем электропотенциал может быть ограничен. Это физическое свойство варисторов и используется при их применении во внешних по отношению к защищаемым ТС электрических цепях (рис. 14) в качестве защитного устройства для ограничения перенапряжения от МЭМП. Варисторы реагируют на появление на них импульсного напряжения за наносекунды. Поэтому они имеют короткое время срабатывания – (20-50) нс. В то время как газонаполненные разрядники срабатывают в микросекундном временном диапазоне (≥ 1 мкс) [3, 18, 44].

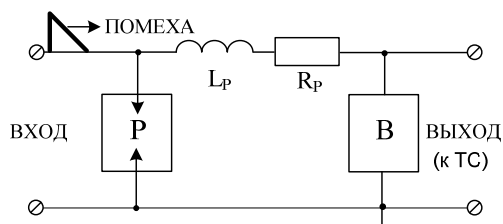


Рис. 14. Схема ПЗУ с двумя ограничителями перенапряжения от помехи – разрядником и варистором (P – высоковольтный разрядник; B – высоковольтный варистор; R_p, L_p – активное сопротивление и индуктивность развязывающего элемента в двухпроводной электрической цепи ПЗУ) [3]

На рис. 15 приведены совмещенные осциллограммы помехового тока i и напряжения u на мощном варисторе типа Protес BR 150/320 (производитель – фирма «Искра-Защита»; Словения), испытываемом воздействию «набегающего» на него стандартного импульса тока 10/350 мкс искусственной молнии [3, 13].

Для удобства обработки экспериментальных данных на рис. 15 осциллограмма напряжения u по-

мехи на указанном варисторе была смещена вправо на одну клетку относительно осциллограммы протекающего через него помехового тока i . Из данных рис. 15 видно, что помеховый ток i на варисторе имеет практически линейный спад при его амплитуде около 21 кА [3]. Напряжение u на исследуемом варисторе через 400 мкс после его помеховой амплитуды примерно в 4 кВ и соответственно начала импульса перенапряжения (тока) принимало значение около 1 кВ. Во время действия помехового импульса тока i имитированной молнии напряжение u на варисторе должно было оставаться почти неизменным. Однако, определенные искажения в форму импульса напряжения u помехи на рис. 15 «внесли» провода подсоединения нашего варистора к потенциальному и заземленному токопроводам испытываемой защитной схемы. В этой связи эти провода подсоединения на практике должны выполняться предельно короткими по длине [3]. Одним недостатком варисторов, используемых в сетях электроснабжения с напряжением 220/380 В для защиты ТС от перенапряжений, является относительно высокое остаточное напряжение их ограничения (от 1 до 2,5 кВ). В этой связи при их применении требуется вторая ступень ограничения перенапряжения [3, 38].

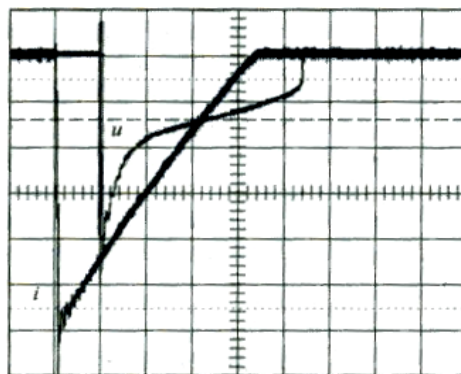


Рис. 15. Совмещенные осциллограммы помехового грозового тока i аperiodической временной формой 10/350 мкс, воздействующего на варистор, и напряжения u помехи на варисторе (масштаб по вертикали для тока – 3,7 кА/клетка; масштаб по вертикали для напряжения – 800 В/клетка; масштаб по горизонтали для времени – 200 мкс/клетка) [3]

В приведенной на рис. 14 защитной схеме необходимо осуществлять координацию параметров разрядника P и варистора B . Такая координация может выполняться за счет применения элементов их развязки, в качестве которых могут использоваться резисторы и индуктивности. Применение катушек индуктивности для развязки разрядников и варисторов весьма ограничено [3]. Как правило, в качестве таких элементов развязки используются провода сети электроснабжения ТС. Согласно данным из [3] между грозозащитным разрядником P и мощным высоковольтным варистором B длина проводов сети электропитания, подводимых к ТС, должна составлять около 10 м. При этом длина проводов этой сети между варистором B и защищаемым ТС должна составлять не менее 5 м [3].

Одним из преимуществ варисторов перед газонаполненными разрядниками является то, что они при срабатывании не закорачивают электрическую цепь. Поэтому варисторы как элементы ПЗУ используются в цепях электропитания многих ТС. Сравнительно большая электрическая емкость варисторов ограничивает их применение в высокочастотных электриче-

ских цепях (в этом случае из-за таких величин их паразитной емкости может происходить дополнительное искажение и затухание полезного сигнала) [3, 38].

10. Применение ограничительных диодов для защиты ТС от МЭМП. Наиболее чувствительными к воздействию импульсных напряжений (токов), наведенных ЭМИ естественного (искусственного) происхождения, а также вызываемых коммутационными и атмосферными (грозовыми) процессами на «подходящих» к зданию с защищаемыми ТС проводах и кабелях, являются подключенные к ним устройства с интегральными микросхемами (ИМС) и полупроводниковыми приборами. Известно, что минимальная энергия, вызывающая невосстанавливаемые повреждения чувствительных к действию МЭМП полупроводниковых приборов и ИМС, составляет от 10^{-2} до 10^{-7} Дж [7, 42]. Кроме газонаполненных разрядников и металлооксидных варисторов одними из основных защитных элементов являются также TVS (Transient Voltage Suppressor)-диоды [3, 42]. В отечественной литературе их еще называют «супрессорами» или «диодами для подавления переходных процессов». TVS-диоды часто путают с кремниевыми стабилитронами (диодами Зенера) [42]. Заметим, что TVS-диоды были специально разработаны впервые в США для защиты радиоэлектронной аппаратуры различных ТС от воздействия на нее мощных импульсов перенапряжения. Кремниевые стабилитроны предназначены для регулирования напряжения и не рассчитаны на работу в схемах при значительных импульсных электрических нагрузках. За рубежом TVS-диоды известны под следующими названиями: Transil, Insel, Transorb и др. Укажем, что время срабатывания для несимметричных TVS-диодов составляет порядка 10^{-12} с, а для симметричных – около $5 \cdot 10^{-9}$ с [42]. Импульсные токи ограничения для них составляют от единиц до сотен ампер, а напряжения ограничения – от единиц до сотен вольт [3, 42]. Не менее важной характеристикой для этих диодов является барьерная емкость их $p-n$ перехода, составляющая до 100 пФ [42]. Это позволяет использовать TVS-диоды для защиты линий связи с частотой тока до 100 МГц от выбросов напряжения, а также многих радиочастотных цепей, в состав которых входят чувствительные к переходным электромагнитным процессам полупроводниковые приборы и ИМС. Принцип работы TVS-диода, обладающего резко выраженной нелинейной ВАХ, поясняет нам рис. 16. В нормальном режиме защищаемой схемы (электрической нагрузки) TVS-диод «невидим» и он не влияет на ее работу. При возникновении импульса перенапряжения на TVS-диоде, амплитуда которого превышает напряжение его лавинного пробоя, он «открывается» и «пропускает» через себя на землю опасный для защищаемого ТС электроток. При этом он одновременно осуществляет и ограничение «пришедшего» выброса напряжения до безопасного уровня [3].

Принципиальной отличительной особенностью TVS-диодов от газонаполненных разрядников является то, что у них напряжение пробоя ниже напряжения ограничения. Для разрядников же напряжение электрического пробоя их изоляционных промежутков существенно выше напряжения поддержания разряда. Поэтому при использовании TVS-диодов защищаемые ими цепи не шунтируются после прохождения через их $p-n$ переходы импульса тока мощной помехи.

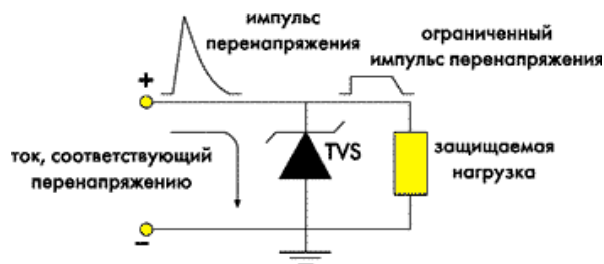


Рис. 16. Простейшая принципиальная электрическая схема, поясняющая физический принцип работы TVS-диода [42]

11. Применение комбинированных ПЗУ для защиты ТС от МЭМП. На практике при защите многих ТС от поражающего действия на них МЭМП нашли применение многоступенчатые ограничители перенапряжений, использующие одновременно в одном ПЗУ описанные нами выше газонаполненные разрядники, металлооксидные варисторы и TVS-диоды. В таких защитных схемах используются высокие технические характеристики одних элементов и снижаются влияния недостатков других элементов на процесс функционирования подобных схем. На рис. 17 приведена схема трехступенчатой защиты ТС от перенапряжений с развязывающими элементами [3, 7].

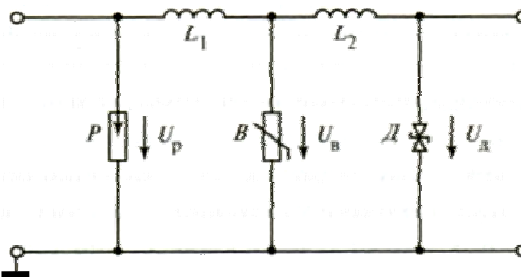


Рис. 17. Принципиальная электрическая схема комбинированной защиты ТС с полупроводниковыми приборами и ИМС от помеховых перенапряжений и токовых перегрузок (P – газонаполненный разрядник; B – металлооксидный варистор; D – встречно включенные ограничительные TVS-диоды; L_1, L_2 – развязывающие индуктивности) [3, 7, 15]

При появлении на входе схемы защиты согласно рис. 17 импульса перенапряжения или кондуктивной помехи первыми срабатывают TVS-диоды (*тонкая защита*), обеспечивающие высокое быстродействие ПЗУ (до единиц наносекунд) [3, 42]. Данные диоды способны пропускать импульсные токи помехи формой 8/20 мкс с амплитудой до 0,6 кА при напряжении своего лавинного пробоя до 6 В [3, 42]. При этом часть тока МЭМП отводится в землю, а на входе защищаемого ТС напряжение U_D ограничивается в соответствии с ВАХ используемого TVS-диода (примерно до 10 В). Далее возрастающее напряжение на развязывающем элементе L_2 приводит к срабатыванию варистора B , отводящего тоже часть тока помехи на землю и ограничивающего помеховое напряжение U_B до уровня около 100 В [3]. Затем увеличение напряжения на развязывающих индуктивностях L_1 и L_2 вызывает срабатывание разрядника P (*грубая защита*), дополнительно отводящего в землю ток помехи. Из-за выделения тепловой энергии на разряднике P и малого значения остающегося на нем напряжения (до 20 В) облегчается работа варистора B . В тоже время варистор B в определенной мере защищает разрядник P от электротеплового действия на его рабочие элементы тока МЭМП и

возможного разрушения. Напряжение ограничения U_p на разряднике P составляет порядка 1 кВ. Таким образом, в комбинированном ПЗУ (см. рис. 17) может реализовываться существенное снижение перенапряжения, вызванного внешней МЭМП. В свое время этот вывод был автором подтвержден экспериментально [45]: применение рассматриваемой трехступенчатой схемы защиты ТС от МЭМП грозового происхождения позволило на основе использования TVS-диодов типа 1,5KE6,8A ($U_D \approx 6,8$ В), металлооксидного варистора типа FNR07K820 ($U_B \approx 135$ В) и газонаполненного искрового разрядника типа LSA140 ($U_p \approx 1,1$ кВ) надежно защитить от прямых (косвенных) ударов молнии интерфейсную линию связи RS-485, предназначенную для обеспечения информационного взаимодействия в условиях сложной ЭМО электронно-вычислительных средств радиотехнического комплекса, разработанного и созданного в Украине.

12. Применение фильтров для защиты ТС от МЭМП. В области ЭМС и защите ТС от помех большинство задач возникает от проникновения МЭМП в защищаемое электрооборудование через цепи связи, управления и электропитания. Поэтому защите сетей электропитания ТС в мире уделяется большое внимание. На рис. 18 показан общий вид немецкого сетевого фильтра (СФ) типа FMW2-41-B/1, предназначенного для защиты промышленных цепей электропитания на производстве и в быту от импульсных МЭМП [46]. Принципиальная электрическая схема этого СФ приведена сверху на его металлическом корпусе-экране. Согласно данным рис. 18 электрические параметры этого СФ составляют: входная емкость – 15 нФ; индуктивности – 0,8 мГн; выходные емкости – 2,2 нФ.



Рис. 18. Внешний вид сетевого фильтра для защиты от импульсных МЭМП (ток – 6 А; напряжение – 250 В; частота – 50/60 Гц; изготовитель – фирма «Schurter», Германия) [46]

На рис. 19 приведен общий вид другой модификации немецкого СФ, применяемого при подавлении МЭМП, поступающих по проводам электросети [3].



Рис. 19. Общий вид сетевого фильтра подавления МЭМП типа B84115-E-V30 (ток – 6 А; напряжение – 250 В; частота – 50/60 Гц; изготовитель – фирма «Epcos», Германия) [46]

Как правило, СФ являются фильтрами низких частот (ФНЧ), устанавливаемыми в цепях электропитания большинства электронных устройств. На рис. 20 представлен общий вид внутренней «начинки» ЕМІ-фильтра, используемого для защиты средств автоматики от действия высокочастотных МЭМП [47].



Рис. 20. Внешний вид ЕМІ-фильтра (с открытой пластмассовой крышкой изоляционного корпуса ФНЧ) для защиты от импульсных помех устройств автоматики и управления (ток – 10 А; напряжение – 260 В; частота – 50/60 Гц) [47]

На рис. 21 приведена электрическая схема помехозащитного ЕМІ-фильтра, применяемого для подавления МЭМП в цепях автоматики и управления [47].

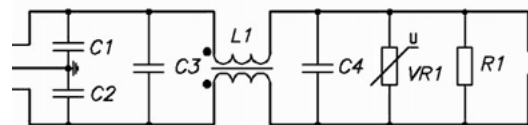


Рис. 21. Принципиальная электрическая схема ЕМІ-фильтра для защиты от импульсных помех цепей автоматики [47]

13. Применение корректоров, компенсаторов и реле-выключателей напряжения сети для защиты ТС от МЭМП. В тех случаях, когда напряжение сети электропитания средств вычислительной техники и информатизации (СВТИ) снижено до уровня 200 В и менее или повышено до уровня 240 В и более, что приводит к сбоям в работе СВТИ, в целях защиты ТС от воздействия внешних МЭМП обычно применяются корректоры напряжения (КН). На рис. 22 показаны внешние виды помехозащитных устройств типа КН разработки ЗАО «ЭМСОТЕХ» (г. Калуга, РФ) [18].

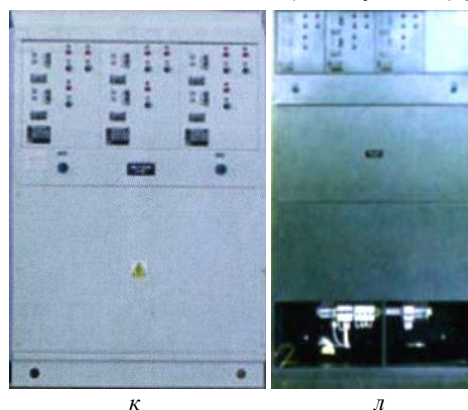


Рис. 22. Внешние виды корректоров напряжения типа КН-Т-63-Б (к, мощность – 63 кВт; ток нагрузки – 95 А) и типа КН-Т-40-С (л, мощность – 40 кВт; ток нагрузки – 60 А) [18]

Для защиты питающей сети от высших гармоник и разгрузки нейтрали в трехфазных сетях электропитания СВТИ применяются компенсаторы искажений напряжения (КИН). На рис. 23, л показан общий вид одного из подобных компенсаторов типа КИН-25-Д (мощность – 25 кВт; ток нагрузки – 40 А) [18]. Для компенсации «провалов» напряжения в сетях электропитания используются срабатывающие за время до

200 мс компенсаторы «провалов» напряжения (КПН) в питающей СВТИ сети, вызываемых воздействием на нее внешних МЭМП [18]. На рис. 23, *н* представлен общий вид одного из таких компенсаторов типа КПН-Т-40-Б (мощность – 40 кВт; ток нагрузки – 60 А) [18].

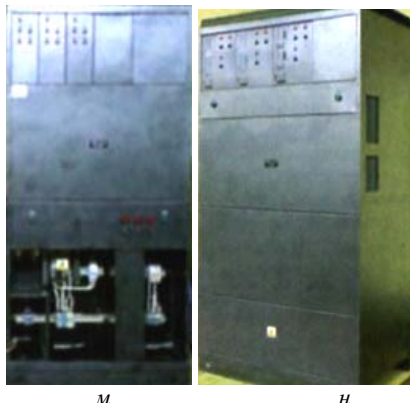


Рис. 23. Общие виды компенсатора искажений напряжения сети типа КИН-25-Д (*м*, мощность – 25 кВт; ток нагрузки – 40 А) и компенсатора «провалов» напряжения сети типа КПН-Т-40-Б (*н*, мощность – 40 кВт; ток нагрузки – 60 А) [18]

Указанные в данном разделе ПЗУ (КН, КИН и КПН) эффективно защищают современные СВТИ, радиоэлектронное и электротехнологическое оборудование, которые критичны к изменению напряжения электропитания на (20-40) % от номинального уровня.

На рис. 24 показан общий вид реле напряжения типа VOLT CONTROL PH-104 (40 А), выпускаемого в Украине и предназначенного для отключения от сети электропитания бытовой (промышленной) электроники мощностью до 9 кВт на требуемую задержку при недопустимых колебаниях напряжения в сети ее электрооборудования с последующим автоматическим включением после восстановления параметров сети [48].



Рис. 24. Внешний вид отечественного реле напряжения типа VOLT CONTROL PH-104 (ток – до 40 А; напряжение – (160-280) В; время задержки – (5-900) с; Украина) [48]

14. Применение электромагнитной развязки внешних цепей для защиты ТС от МЭМП. Одним из эффективных приемов уменьшения влияния внешних МЭМП на функционирование находящихся внутри здания ТС является электромагнитная развязка внешних электрических цепей, «подходящих» к защищаемому зданию с ТС или «отходящих» от него [3, 15, 19]. К основным способам электромагнитной развязки внешних цепей рассматриваемого нами электрооборудования относится [3, 15, 19]: применение развязывающих индуктивностей, часто реализуемых за счет электрических параметров «подходящих» к защищаемым ТС проводов сети электропитания; при-

менение изолирующего трансформатора, устанавливаемого в разрывы электроконтуров и цепей заземления; установка в разрыв пары фазного и нулевого проводов продольного дросселя; использование bifilarного дросселя с ферритовыми кольцами; применение в разрывах цепей оптоэлектронных схем (например, оптронов, диодных оптопар, транзисторных оптопар, волоконно-оптических линий связи и др.).

15. Применение резистивных схем для защиты ТС от МЭМП. В настоящее время при защите мощных высоковольтных конденсаторных батарей емкостью в сотни кДж от аварийных токов микро- и миллисекундной длительности с амплитудой до сотен килоампер, способных вызывать взрывообразное разрушение пробитых электрическим сильноточным разрядом конденсаторов с металлическими и изоляционными корпусами, нашли применение новые резистивные схемы [49, 50]. На рис. 25 приведен общий вид фрагмента мощного высоковольтного емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) одномодульного исполнения разработки НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», предназначенного для формирования в лабораторных условиях на низкоомной и малоиндуктивной электрической нагрузке основных компонент импульсного тока искусственной молнии с нормированными АВП [49] и в котором была применена резистивная схема защиты его конденсаторов от аварийных токов на основе резисторов типа ТВО-60-24 Ом.



Рис. 25. Внешний вид фрагмента мощного высоковольтного ЕНЭ одномодульного исполнения на номинальное напряжение ± 50 кВ и номинальную запасаемую электрическую энергию 420 кДж с его параллельно включенными конденсаторами типа ИК-50-3 в количестве 112 шт. и жестко установленными на их всех высоковольтных выводах защитными высоковольтными объемными постоянными графито-керамическими резисторами типа ТВО-60-24 Ом [49]

Указанные выше защитные схемы базируются на использовании в их составе высоковольтных графито-керамических объемных постоянных резисторов типа ТВО-60 номиналом сопротивления от 24 до 100 Ом, устанавливаемых прямо на высоковольтных выводах отдельных конденсаторов. В [20, 21] были приведены инженерно-технические рекомендации по построению таких защитных схем и приближенные расчетные соотношения по выбору числа защитных резисторов в зависимости от применяемого разработчиком высоковольтной импульсной техники принципа построения (одно- или многомодульного исполнения) мощных конденсаторных батарей электроустановок.

Вывод. Решение глобальной проблемы ЭМС и защиты от поражающего действия МЭМП естественного и искусственного происхождения радиоэлектронного, электротехнического и электроэнергетического оборудования требует для успешного достиже-

ния указанных выше целей более активного и широкого применения на общепромышленном и бытовом уровнях эффективных ПЗУ различного исполнения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Хабигер Э. Электромагнитная совместимость. Основы ее обеспечения в технике: Пер. с нем. И.П. Кужекина / Под ред. Б.К. Максимова. – М.: Энергоатомиздат, 1995. – 304 с.
2. Дьяков А.Ф., Максимов Б.К., Борисов Р.К. и др. Электромагнитная совместимость в электроэнергетике и электротехнике / Под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Энергоатомиздат, 2003. – 768 с.
3. 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.
4. Рикетс Л.У., Бриджес Дж.Э., Майлетта Дж. Электромагнитный импульс и методы защиты / Пер. с англ. под ред. Н.А. Ухина. – М.: Атомиздат, 1979. – 328 с.
5. Кравченко В.И., Болотов Е.А., Летунова Н.И. Радиоэлектронные средства и мощные электромагнитные помехи / Под ред. В.И. Кравченко. – М.: Радио и связь, 1987. – 256 с.
6. Мырова Л.О., Чепиженко А.З. Обеспечение стойкости аппаратуры связи к ионизирующим и электромагнитным излучениям. – М.: Радио и связь, 1988. – 296 с.
7. Кравченко В.И. Грозозащита радиоэлектронных средств. – М.: Радио и связь, 1991. – 264 с.
8. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 2-х томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Х.: НТУ «ХПИ», 2010. – 407 с.
9. Межгосударственный стандарт ГОСТ 1516.2-97. «Электрооборудование и электроустановки переменного тока на напряжение 3 кВ и выше. Общие методы испытаний электрической прочности изоляции». – Минск: Изд-во стандартов, 1998. – 31 с.
10. Межгосударственный стандарт ГОСТ 30585-98. «Стойкость к воздействию грозовых разрядов. Технические требования и методы испытаний». – К.: Госстандарт Украины, 1998. – 27 с.
11. Стандарт РФ ГОСТ Р 50746-2000. «Совместимость технических средств электромагнитная. Технические средства для атомных станций. Требования и методы испытаний». – М.: Изд-во стандартов, 2001. – 42 с.
12. International standard IEC 61000-4-32. Part 4-32. «Testing and measurement techniques-High-altitude electromagnetic pulse (HEMP) simulator compendium». – Geneva: IEC, 2002. – 108 p.
13. International standard IEC 62305-1:2010. «Protection against lightning.– Part 1: General principles». – Geneva: IEC, 2010. – 56 p.
14. Национальный стандарт Российской Федерации ГОСТ Р МЭК 62305-1-2010. «Менеджмент риска. Защита от молнии. Часть 1: Общие принципы». – М.: Стандартинформ, 2011. – 46 с.
15. Бржезицкий В.О., Исакова А.В., Рудаков В.В. та ін. Техніка і електрофізика високих напруг: Навч. посібник / За ред. В.О. Бржезицького, В.М. Михайлова. – Х.: НТУ «ХПИ», – Торнадо, 2005. – 930 с.
16. Козлов Д.А., Кужекин И.П., Хрибар Ж. Испытания объектов на устойчивость к воздействию токов молнии // Технологии электромагнитной совместимости. – 2004. – №2(9). – С. 35-39.
17. Державний стандарт України 2793-94 «Сумісність технічних засобів електромагнітна. Стійкість до потужних електромагнітних завод. Загальні положення». – К.: Держстандарт України, 1994. – 24 с.
18. Сухоруков С.А. Помехозащитные устройства ЗАО «ЭМСОТЕХ». – Калуга, 2014. – 72 с.
19. Кравченко В.И. Оружие на нетрадиционных физических принципах: Электромагнитное оружие. – Х.: НТМТ, 2009. – 266 с.
20. Баранов М.И. Основные показатели термомеханической защиты высоковольтных конденсаторов в зарядно-разрядных цепях мощных емкостных накопителей энергии от аварийных сверхтоков // Вісник НТУ «ХПИ». Серія: «Техніка та електрофізика високих напруг». – 2014. – №50(1092). – С. 20-27.
21. Баранов М.И., Рудаков С.В. Разработка новых схем резистивной защиты высоковольтных конденсаторов мощных емкостных накопителей энергии от аварийных токов // Электротехника і електромеханіка. – 2015. – №6. – С. 47-52. doi: 10.20998/2074-272x.2015.6.08.
22. Шапиро Д.Н. Основы теории электромагнитного экранирования. – Л.: Энергия, 1975. – 112 с.
23. Аполлонский С.М. Расчет электромагнитных экранирующих оболочек. – Л.: Энергоиздат, 1982. – 144 с.
24. Вэнс Э.Ф. Влияние электромагнитных полей на экранированные кабели / Пер. с англ. под ред. Л.Д. Разумова. – М.: Радио и связь, 1982. – 120 с.
25. Рябкова Е.Я. Заземления в установках высокого напряжения. – М.: Энергия, 1978. – 224 с.
26. Випробування та контроль пристроїв заземлення електроустановок. «Типова інструкція СОУ 31.2-21677681-19-2009». – К.: Мінпаливенерго України, 2010. – 54 с.
27. Правила улаштування електроустановок. Розділ 1. Загальні правила. Глава 1.7. Заземлення і захисні заходи від ураження електричним струмом. – К.: Міненерговугілля України, 2011. – 72 с.
28. Колиушко Г.М., Колиушко Д.Г., Руденко С.С. К вопросу повышения точности расчета нормируемых параметров заземляющих устройств действующих электроустановок // Электротехніка і електромеханіка. – 2014. – №4. – С. 65-70. doi: 10.20998/2074-272x.2014.4.13.
29. Коструба С.И. Измерение электрических параметров земли и заземляющих устройств. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 168 с.
30. Бургсдорф В.В., Якобс А.И. Заземляющие устройства электроустановок. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 400 с.
31. Борисов Р.К., Колиушко Г.М., Гримуд Г.И. Методика исследования заземляющих устройств объектов электроэнергетики // Энергетика и электрификация. – 2000. – №4. – С. 29-32.
32. Национальный стандарт РФ ГОСТ Р 54149-2010. «Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения». – М.: Стандартинформ, 2010. – 52 с.
33. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. Генератор коммутационных аperiodических импульсов сверхвысокого напряжения для испытаний электрической прочности изоляции технических объектов // Приборы и техника эксперимента. – 2013. – №6. – С. 30-35. doi: 10.1134/s0020441213050126.
34. International standard IEC 62305-4:2010. «Protection against lightning. – Part 4: Electrical and electronic systems within structures». – Geneva: IEC, 2010. – 59 p.
35. <http://www.schrack-technik.ru/shop/grozozashchitnyerazrjadniki-razrjadniki-dlja-zashchity-ot-perenaprzazhenija-i-zazemlenie.html>.
36. <http://www.plasmalabs.ru/files/products/sverhmoshchnie.pdf>.
37. http://newet.ru/catalog/pomekhozashchitnoe_oborudovanie_emsotekh.
38. <http://electricalschool.info/main/elsnabg/220-primenenie-ogranichitelej.html>.
39. Демьяненко К.Б., Титков В.В. Сравнение основных технических характеристик ОПН в фарфоровой и полимерной изоляции производства ООО «СЕВЗАППРОМ» // ЭЛЕКТРО. Электротехника, электроэнергетика, электротехническая промышленность. – 2007. – №2. – С. 31-33.
40. Шумилов Ю.Н., Шумилов М.Ю., Таран В.Н., Ганпанцурова С.Ю., Ковтун А.Н., Тельманова Е.Н., Небогатая В.В., Задержкин А.А., Ленева Д.Н. Нелинейные ограничители перенапряжений 3-150 кВ в полимерном корпусе // Энергетика та електрифікація. – 2010. – №9. – С. 26-30.
41. <http://electric-tolk.ru/ogranichiteli-perenapryazhenij-zashhita-ot-molnii>.

42. http://www.compitech.ru/html.cgi/arhiv/01_01/stat-32.htm.

43. Большой иллюстрированный словарь иностранных слов. – М.: Русские словари, 2004. – 957 с.

44. Техника больших импульсных токов и магнитных полей / Под ред. В.С. Комелькова. – М.: Атомиздат, 1970. – 472 с.

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

46. <http://www.musidora.ru/dimFiltrs.htm>.

47. <http://www.symmetron.ru/suppliers/infineon/files/pdf/infineon/INF13.pdf>.

48. <http://bt.rozetka.com.ua/3502659/c3502659/?gclid=CPeh-OidlckCFebhgoddGgA1A>.

49. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И., Недзельский О.С., Дныщенко В.Н. Генератор тока искусственной молнии для натурных испытаний технических объектов // Приборы и техника эксперимента. – 2008. – №3. – С. 81-85. doi: 10.1134/s0020441208030123.

50. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И., Рудаков С.В. Генератор аperiodических импульсов тока искусственной молнии с нормированной временной формой 10/350 мкс и амплитудой $\pm(100-200)$ кА // Приборы и техника эксперимента. – 2015. – №6. – С. 39-44. doi: 10.1134/s0020441215060032.

REFERENCES

1. Khabiger E. *Elektromagnitnaia sovmestimost'. Osnovy ee obespecheniia v tekhnike* [Electromagnetic compatibility. Fundamentals of its maintenance technique]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1995. 304 p. (Rus).
2. Dyakov A.F., Maksimov B.K., Borisov R.K. *Elektromagnitnaya sovmestimost' v elektroenergetike i elektrotekhnike* [Electromagnetic compatibility in power engineering and electrical engineering]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 2003. 768 p. (Rus).
3. Dyakov A.F., Kuzhekin I.P., Maksimov B.K., Temnikov A.G. *Elektromagnitnaya sovmestimost' i molniezashchita v elektroenergetike* [Electromagnetic compatibility and lightning protection in the power]. Moscow, MEI Publishing House, 2009. 455 p. (Rus).
4. Ricketts L.U., Bridges J.E., Mayletta J. *Elektromagnitnij impul's i metody zashchity* [Electromagnetic pulse and methods of protection]. Moscow, Atomizdat Publ., 1979. 328 p. (Rus).
5. Kravchenko V.I., Bolotov E.A., Letunova N.I. *Radioelektronnye sredstva i moshchnye elektromagnitnye pomehi* [Radioelectronic means and powerful electromagnetic hindrances]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1987. 256 p. (Rus).
6. Myrova L.O., Chepizhenko A.Z. *Obespechenie stojkosti apparatury svyazi k ioniziruyushchim i elektromagnitnym izlucheniyam* [Ensuring stability of communications equipment to the ionizing and electromagnetic of radiations]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1988. 296 p. (Rus).
7. Kravchenko V.I. *Hrozozashchita radioelektronnykh sredstv* [Lightning protection of radioelectronic facilities]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1991. 264 p. (Rus).
8. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki. Tom 2, Kn. 2: Teoriia elektrofizicheskikh effektov i zadach* [Selected topics of Electrophysics. Vol.2, Book 2. A theory of electrophysical effects and tasks]. Kharkiv, NTU «KhPI» Publ., 2010. 407 p. (Rus).
9. GOST 1516.2-97. *Elektrooborudovanie i elektroustanovki peremennogo toka na napriazhenie 3 kV i vyshe. Obshchie metody ispytaniia elektricheskoi prochnosti izoliatsii* [GOST 1516.2-97. Electrical equipment and electrical options of alternating current voltage 3 kV and above. Common test methods for dielectric strength]. Minsk, Publishing house of standards, 1998. 31 p. (Rus).
10. GOST 30585-98. *Stoikost' k vozdeistviu grozovykh razriadov. Tekhnicheskie trebovaniia i metody ispytaniia* [GOST 30585-98. Resistance to lightning. Technical requirements and test methods]. Kiev, State Standard of Ukraine Publ., 1998. 27 p. (Rus).
11. GOST R 50746-2000. *Sovmestimost' tekhnicheskikh sredstv elektromagnitnaia. Tekhnicheskie sredstva dlia atomnykh stantsii. Trebovaniia i metody ispytaniia* [GOST R 50746-2000. Compatibility of technical equipment. Technical equipment for nuclear power plants. Requirements and test methods]. Moscow, Publishing House of Standards, 2001. 42 p. (Rus).
12. IEC 61000-4-32. Part 4-32. Testing and measurement techniques-High-altitude electromagnetic pulse (HEMP) simulator compendium. Geneva, IEC Publ., 2002. 108 p.
13. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010. 56 p.
14. GOST R MEK 62305-1-2010. *Menedzhment riska. Zashchita 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).
15. Brzhezitskiy V.A., Isakova A.V., Rudakov V.V. *Tekhnika i elektrofizyka vysokikh napruh* [Technics and Electrophysics of High Voltages]. Kharkov, Tornado Publ., 2005. 930 p. (Ukr).
16. Kozlov D.A., Kuzhekin I.P., Hribar J. Testing objects for resistance to lightning currents. *Technologies of electromagnetic compatibility*, 2004, no.2(9), pp. 35-39. (Rus).
17. DSTU 2793-94. *Sumisnist tekhnichnykh zasobiv elektromagnitna. Stiikist do potuzhnykh elektromagnitnykh zavrad. Zahalni polozhennia* [DSTU 2793-94. Electromagnetic compatibility of hardware. Stability to the powerful electromagnetic hindrances. General principles]. Kiev, State Standard of Ukraine Publ., 1994. 24 p. (Ukr).
18. Suhorukov S.A. *Pomehozashchitnye ustrojstva ZAO "EMSOTEH"* [Hindrance protective devices of CCA "EMSOTEH"]. Kaluga, 2014. 72 p. (Rus).
19. Kravchenko V.I. *Weapon on non-traditional physical principles: Electromagnetic weapon*. Kharkov, NTMT Publ., 2009. 266 p. (Rus).
20. Baranov M.I. Key indicators thermo protection in high-voltage capacitors charge-discharge circuit powerful capacitive energy storage of emergency overcurrent. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2014, no.50(1092), pp.20-27. (Rus).
21. Baranov M.I., Rudakov S.V. Development of new charts of capacitance-resistance defense of high-voltage capacitors of powerful capacity stores of energy from emergency currents. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.6, pp. 47-52. (Rus). doi: 10.20998/2074-272x.2015.6.08.
22. Shapiro D.N. *Osnovy teorii elektromagnitnogo ekranirovaniya* [Basic theory of electromagnetic screening]. Leningrad, Energy Publ., 1975. 112 p. (Rus).
23. Apollonsky S.M. *Raschet elektromagnitnykh ekraniruyushchih obolochek* [Calculation of electromagnetic shielding of shells]. Leningrad, Energoizdat Publ., 1982. 144 p. (Rus).
24. Vance E.F. *Vliyanie elektromagnitnykh polej na ekranirovannye kabeli* [The impact of electromagnetic fields on the shielded cables]. Moscow, Radio and Communications Publ., 1982. 120 p. (Rus).
25. Ryabkova E.Y. *Zazemleniya v ustanovkah vysokogo napryazheniya* [Grounding installations high voltage]. Moscow, Energy Publ., 1978. 224 p. (Rus).
26. SOU 31.2-21677681-19:2009. *Viprobuvannya ta kontrol' prystroyiv zazemlennya elektroustanovok. Tipova instruktziya*. [SOU 31.2-21677681-19:2009. Test and control devices, electrical grounding. Standard instruction]. Kyiv, Minenergovugillya Ukrayiny Publ., 2010. 54 p. (Ukr).
27. *Pravila ulashtuvannya elektroustanovok. Rozdil 1. Zagal'ni pravila. Glava 1.7. Zazemlennya i zakhisni zakhodi vid urazheniya elektrichnim strumom* [Rules of the device electroinstallations. Chapter 1. General rules. Grounding and protective measures against electric shock]. Kyiv, Minenergovugillya Ukrayiny Publ., 2011. 72 p. (Ukr).
28. Koliushko G.M., Koliushko D.G., Rudenko S.S. On the problem of increasing computation accuracy for rated parameters of active electrical installation ground grids. *Electrical engineering & electromechanics*, 2014, no.4, pp. 65-70. (Rus). doi: 10.20998/2074-272x.2014.4.13.
29. Kostruba S.I. *Izmerenie elektricheskikh parametrov zemli i zazemlyayushchih ustrojstv* [Measurement of electrical parame-

ters of the earth and grounding device]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1983. 168 p. (Rus).

30. Burgsdorf V.V., Jacobs A.I. *Zazemlyayushchie ustrojstva elektroustanovok* [Earthing devices of electric options]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1987. 400 p. (Rus).

31. Borisov R.K., Koliushko G.M., Grimud G.I. Technique to study the ground grids of electric power facilities. *Energy and Electrification*, 2000, no.4, pp. 29-32. (Rus).

32. GOST R 54149-2010. *Normy kachestva elektricheskoi energii v sistemakh elektrosnabzheniia obshchego naznacheniiia* [GOST R 54149-2010. Norms of quality of electric energy in power systems for general purposes]. Moscow, Standartinform Publ., 2010. 52 p. (Rus).

33. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. A switching aperiodic superhigh-voltage pulse generator for testing the electric strength of insulation of technical objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2013, vol.56, no.6, pp. 653-658. doi: 10.1134/s0020441213050126.

34. IEC 62305-4: 2010 «Protection against lightning.– Part 4: Electrical and electronic systems within structures». Geneva, IEC Publ., 2010. 59 p.

35. Available at: <http://www.schrack-technik.ru/shop/grozozashchitnye-razrjadniki-razrjadniki-dlja-zashchity-ot-perenapryazhenija-i-zazemlenie.html> (accessed 21 May 2015). (Rus).

36. Available at: <http://www.plasmalabs.ru/files/products/sverhmoshchnie.pdf> (accessed 10 October 2015). (Rus).

37. Available at: <http://newet.ru/catalog/pomekhozashchitnoe-oborudovanie-ems-otekh> (accessed 21 February 2014). (Rus).

38. Available at: <http://electricalschool.info/main/elsnabg/220-primeneniie-ogranichitelej.html> (accessed 28 September 2014). (Rus).

39. Dem'yanenko K.B., Titkov V.V. Comparison of the main technical characteristics of OPN in porcelain and polymer insulation of LLC "SEVZAPPROM". *ELEKTRO. Electrical engineering, power industry, electrical industry*, 2007, no.2. pp. 31-33. (Rus).

40. Shumilov Yu.N., Shumilov M.Yu., Taran V.N. Ganpanturova S.Iu., Kovtun A.N., Tel'manova E.N., Nebogataia V.V., Zaderikhin A.A., Lenev D.N. Non-linear terminators of over-voltage 3-150 kV in polymer corps. *Energetic and electrification*, 2010, no.9, pp. 26-30. (Rus).

41. Available at: <http://electric-tolk.ru/ogranichiteli-perenapryazhenij-zashhita-ot-molnii> (accessed 23 July 2015). (Rus).

42. Available at: http://www.compitech.ru/html.cgi/arhiv/01_01/stat-32.htm (accessed 10 April 2015). (Rus).

43. *Bol'shoj illjustrirovannyj slovar' inostrannyh slov* [Large illustrated dictionary of foreign words]. Moscow, Russkie slovari Publ., 2004. 957 p. (Rus).

44. Komel'kov V.S. *Tehnika bol'shikh impul'snyh tokov i magnitnyh polej*. [Technique large pulsed currents and magnetic fields]. Moscow, Atomizdat Publ., 1970. 472 p. (Rus).

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

46. Available at: <http://www.musidora.ru/dimFiltrs.htm> (accessed 21 May 2015). (Rus).

47. Available at: <http://www.symmetron.ru/suppliers/infineon/files/pdf/infineon/INF13.pdf> (accessed 10 April 2014). (Rus).

48. Available at: <http://bt.rozetka.com.ua/3502659/c3502659/?gclid=CPEh-OidlckCFebhgoddGgA1A> (accessed 12 July 2016). (Rus).

49. 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. *Pribory i tehnika eksperimenta – Instruments and Experimental Technique*, 2008, no.3, pp. 401-405. doi: 10.1134/s0020441208030123.

50. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator of aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10 μs/350 μs with an amplitude of ±(100–200) kA. *Instruments and Experimental Technique*, 2015, vol.58, no.6, pp. 745-750. doi: 10.1134/s0020441215060032.

Поступила (received) 25.11.2015

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: eft@kpi.kharkov.ua

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

An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 33: Electromagnetic compatibility and protection from action of powerful electromagnetic interference of radioelectronic, electrical engineering and electric power equipment.

Purpose. Implementation of brief analytical review of basic scientific and technical achievements in area of electromagnetic compatibility (EMC) and protection from destabilizing and striking action of powerful electromagnetic interference (PEMI) of natural and artificial origin of radioelectronic, electrical engineering and electric power equipment. **Methodology.** Scientific methods of collection, analysis and analytical treatment of scientific and technical information in a sphere EMC and such areas of knowledge's as radioelectronics, electrical engineering and electric power engineering. **Results.** A brief scientific and technical review is resulted modern positions problems EMC and protection of equipment from action on them PEMI. It is shown that PEMI can result in failures in-process and death of examined equipment. Annual harm in the industrially developed countries of the world from the striking affecting of PEMI modern equipment with integral microcircuits and semiconductor devices can make ten of milliards of USD. The basic methods of protection of equipment are resulted from PEMI and protective devices (PD), intended for the increase of effectiveness of modern equipment to the action of external PEMI. Principles of work of the resulted PD and their basic technical descriptions are described. **Originality.** On the basis of materials of scientific monographs, journal publications, normative documents and internet-reports systematization of basic PD, in-use presently in an area EMC and protection of different equipment from the hazard agency of external PEMI is executed. **Practical value.** Popularization of scientific and technical knowledge's in an area EMC and protection of modern equipment from a dangerous action on them PEMI. Formulation of important for society scientific and technical problems and tasks, arising up in an area EMC and providing of the reliable functioning of modern equipment in power electromagnetic interference. References 50, figures 25.

Key words: electromagnetic compatibility, equipment, powerful electromagnetic interference, protection of equipment from electromagnetic interference, protective devices, review.

Ю.М. Васьковський, А.М. Мельник, О.І. Титко

ЕЛЕКТРОМАГНІТНІ ВІБРОЗБУДЖУЮЧІ СИЛИ ПРИ НАЯВНОСТІ ЕКСЦЕНТРИСИТЕТУ РОТОРА ТУРБОГЕНЕРАТОРА

В статті досліджено електромагнітні віброзбуджуючі сили турбогенератора при наявності ексцентриситету ротора. Дослідження проведено для турбогенератора типу ТГВ-200-2 методом скінченних елементів у програмному середовищі COMSOL Multiphysics. Описано польову математичну модель статичного та динамічного ексцентриситету, яка дозволяє змодельовувати сигнали датчиків вібрацій як функції часу. Проведено серію розрахунків електромагнітних сил при різних варіантах зміщення ротора з осі розточка статора. Показано, що при появі ексцентриситету спостерігається суттєве збільшення віброзбуджуючих сил і найбільше значення сил спостерігається у точці з мінімальним повітряним проміжком. Введено нові діагностичні параметри та запропоновано методіку діагностування ексцентриситету. На основі проведеного математичного моделювання встановлено, що діагностичною ознакою статичного ексцентриситету є зміна амплітуди тензора магнітного натягу, а ознакою динамічного ексцентриситету є поява у спектрі віброзбуджуючих сил обертової та кратних їй гармонік. Бібл. 8, табл. 3, рис. 6.

Ключові слова: турбогенератор, польова математична модель, електромагнітні віброзбуджуючі сили, тензор магнітного натягу, ексцентриситет, дефект ротора, діагностична ознака.

В статье исследовано электромагнитные вибровозмущающие силы турбогенератора при наличии дефекта ротора. Исследования выполнены для турбогенератора типа ТГВ-200-2 методом конечных элементов в программном обеспечении COMSOL Multiphysics. Описано полевою математическую модель статического и динамического эксцентриситета, которая позволяет смоделировать сигналы датчика вибраций как функции реального времени. Выполнено серию расчетов электромагнитных сил при различных вариантах смещения ротора с оси расточки статора. Показано, что при возникновении эксцентриситета наблюдается существенное увеличение вибровозмущающих сил и наибольшее значение сил будет в точке с минимальным воздушным промежутком. Введено новые диагностические параметры и предложено методику диагностирования эксцентриситета. На основе проведенного математического моделирования установлено, что диагностическим признаком статического эксцентриситета является изменение амплитуды тензора магнитного тяжения, а признаком динамического эксцентриситета – наличие в спектре вибровозмущающих сил оборотной и кратных ей гармоник. Библ. 8, табл. 3, рис. 6.

Ключевые слова: турбогенератор, полевая математическая модель, электромагнитные вибровозмущающие силы, тензор магнитного тяжения, эксцентриситет, дефект ротора, диагностический признак.

Вступ. Останнім часом проблема моніторингу та своєчасного діагностування і усунення ушкоджень потужних електричних машин набуває особливого значення у зв'язку зі старінням парку існуючих машин та збільшенням кількості випадків їх аварійної зупинки з суттєвими економічними втратами. У першу чергу це стосується потужних синхронних турбогенераторів (ТГ), які широко використовуються на теплових та атомних електростанціях. Особлива увага приділяється ротору ТГ, який є складним та відповідальним вузлом конструкції.

В останні роки в Україні та за кордоном проводяться дослідження фізичних процесів, які відбуваються в синхронних генераторах при наявності дефектів їх ротора [1-8]. До дефектів ротора можна також віднести нерівномірність повітряного проміжку (ПП) між статором і ротором (ексцентриситет). Дана несправність може виникати як внаслідок виробничих дефектів, так і в процесі експлуатації ТГ. Під ексцентриситетом ротора розуміється зміщення осі ротора відносно осі розточка статора [4]. Розрізняють: а) статичний ексцентриситет (СЕ), при якому конфігурація ПП протягом оберту ротора залишається незмінною, тобто мінімальне та максимальне значення проміжку не змінюють свого положення; б) динамічний ексцентриситет (ДЕ), при якому мінімальне та максимальне значення ПП обертається разом з обертанням ротора.

Поява ексцентриситету ротора ТГ призводить до спотворення магнітного поля в ПП, виникнення елек-

тромагнітних сил одностороннього магнітного тяжіння, появи додаткових вищих гармонік поля, зростання локальних перегрівів. В масиві ротора турбогенератора протікають вихрові струми, які призводять до суттєвого нагріву та ушкоджень елементів конструкції ротора (пазових клинів, бандажного кільця).

Ексцентриситет ротора може виникнути при монтажі ротора ТГ або в процесі його експлуатації (в результаті зносу підшипників, зміщення опор, прогину валу та ін.) Достовірно виявлення характеру та величини ексцентриситету ротора в синхронному генераторі без його виведення з робочого режиму експлуатації являє собою актуальну і складну інженерну задачу, від ефективності розв'язання якої залежить обсяг виробленої електроенергії, довговічність, економічність і безпека експлуатації ТГ.

Існує чимало методів виявлення та діагностування ушкоджень електричних машин, основними з яких є методи механічної, вібраційної, електромагнітної діагностики, метод аналізу спектру фазного струму та ін. [1-3, 6]. Доцільність вибору одного з зазначених методів для діагностування ексцентриситету ротора ТГ обумовлена їх достовірністю та чутливістю їх діагностичних параметрів, складністю технічної реалізації, вартістю апаратного і методичного забезпечення та іншими чинниками. Порівняльний аналіз цих методів показав, що для виявлення СЕ та ДЕ ТГ доцільно використовувати метод вібраційної діагностики, завдяки простоті реалізації та високої достовірності

© Ю.М. Васьковський, А.М. Мельник, О.І. Титко

ідентифікації дефектів. Для визначення діагностичних ознак необхідним є дослідження електромагнітних сил, які змінюються при появі СЕ або ДЕ.

Мета роботи полягає в дослідженні методами математичного моделювання електромагнітних вібро-збуджуючих сил при статичному та динамічному ексцентриситеті ТГ та визначення діагностичних ознак для діагностування зазначених видів дефекту. Моделювання виконується із застосуванням методу скінченних елементів, реалізованого у програмному середовищі *COMSOL Multiphysics*. Діагностування пропонується проводити на основі використання спектрального аналізу функції тензора магнітного натягу за допомогою швидкого перетворення Фур'є (ШПФ).

Постановка задачі. Математична модель передбачає розв'язання рівняння електромагнітного поля в активній зоні ТГ і визначення віброзбуджуючих сил у виділеній точці статора, де розміщується умовний датчик вібрації. Враховуючи значну осьову довжину активної зони ТГ порівняно з довжиною полюсної поділки, достатньо розглянути поле у двовимірному наближенні в поперечному перетині. Розглядатимемо квазістатичні процеси, припускаючи, що всі польові функції змінюються у часі за гармонійним законом. В загальному випадку основне рівняння електромагнітного поля відносно комплексної амплітуди векторного магнітного потенціалу, яка має лише одну просторову (осьову) складову \vec{A}_z , в системі координат статора має наступний вигляд:

$$\vec{A}_z - j\omega\mu\gamma\vec{A}_z + \mu\gamma\omega_R(R \times \text{rot}\vec{A}_z) = -\mu\vec{J}_{ext}, \quad (1)$$

де \vec{J}_{ext} – густина сторонніх струмів (у даному випадку це щільність струмів в пазах статора, яка задається відповідно до схеми обмотки статора); ω – кутова частота зміни у часі векторного магнітного потенціалу; ω_R – кутова швидкість обертання ротора; μ – магнітна проникність; γ – електропровідність; R – радіус-вектор довільної точки ротора. Кутова частота зміни у часі магнітного потенціалу і кутова частота обертання ротора залежать від вибору системи координат, в якій виконується розв'язок. Для синхронних машин за відсутності вихрових струмів в осердях статора і ротора рівняння (1) набуває наступного вигляду:

$$\Delta\vec{A}_z = -\mu\vec{J}_{ext}. \quad (2)$$

Джерелами поля є густина сторонніх струмів трьох фаз обмотки статора:

$$\vec{J}_{A_{ext}} = I_m u_n / S_n,$$

$$\vec{J}_{B_{ext}} = I_m u_n [\cos(-2\pi/3) - j\sin(-2\pi/3)] / S_n, \quad (3)$$

$$\vec{J}_{C_{ext}} = I_m u_n [\cos(-4\pi/3) - j\sin(-4\pi/3)] / S_n,$$

де I_m – амплітуда струму в фазі обмотки статора; u_n – число послідовно з'єднаних провідників в пазу статора; S_n – площа перетину паза статора.

Рівняння (2) доповнюється однорідними граничними умовами першого роду на лінії зовнішньої поверхні ярма статора, що обмежує розрахункову область:

$$\vec{A}_z \Big|_G = 0. \quad (4)$$

Величина μ в кожній точці розрахункової області, де знаходяться феромагнітні матеріали, визначається за відповідними кривими намагнічування. Скла-

дові вектора магнітної індукції в декартовій системі координат визначаються за співвідношеннями:

$$\vec{B}_x = \partial\vec{A}_z / \partial y, \quad \vec{B}_y = \partial\vec{A}_z / \partial x, \quad (5)$$

Щільність віброзбуджуючих сил пропорційна тензору магнітного натягу, який має фізичну розмірність тиску (H/m^2). Модулі нормальної та тангенціальної складових тензора магнітного натягу виражаються як:

$$T_n = \left| \frac{1}{2\mu} (\vec{B}_n^2 - \vec{B}_\tau^2) \right|, \quad T_\tau = \left| \frac{1}{\mu} (\vec{B}_n \cdot \vec{B}_\tau) \right|, \quad (6)$$

де \vec{B}_n, \vec{B}_τ – відповідно нормальна (направлена вздовж вектора нормалі до поверхні в заданій точці) і тангенціальна (направлена вздовж дотичної до поверхні в заданій точці) проекції вектора магнітної індукції. Нормальна і тангенціальна складові магнітної індукції визначаються через проекції вектора індукції в декартовій системі координат за виразами:

$$\begin{aligned} \vec{B}_n &= \vec{B}_y \cos\alpha + \vec{B}_x \sin\alpha = (y\vec{B}_y + x\vec{B}_x) / R_\delta, \\ \vec{B}_\tau &= \vec{B}_x \cos\alpha - \vec{B}_y \sin\alpha = (y\vec{B}_x - x\vec{B}_y) / R_\delta, \end{aligned} \quad (7)$$

де x, y – проекції радіус-вектора на осі системи координат; R_δ – радіус розточка статора. Надалі розглядаються радіальні вібрації, які відбуваються за рахунок дії нормальної складової тензора магнітного натягу.

Для врахування зміни тензора у часі, модель передбачає зміну у часі конфігурації розрахункової області при переміщенні ротора відносно статора. Переміщення ротора моделюється зміною координат x, y точок ротора. Зміна $\Delta x, \Delta y$ координат ротора по кроку у часі Δt задаються наступними формулами:

$$\begin{cases} \Delta x = \cos[\omega_R \cdot (t + \Delta t)] \cdot x - \sin[\omega_R \cdot (t + \Delta t)] \cdot y - x; \\ \Delta y = \sin[\omega_R \cdot (t + \Delta t)] \cdot x + \cos[\omega_R \cdot (t + \Delta t)] \cdot y - y. \end{cases} \quad (8)$$

Інтервал часу T , на якому здійснюється аналіз сигналу, відповідає одному періоду, тобто одному повному обороту ротора – для двополюсного ТГ $T = (0..0.02)$ с. Кількість розрахункових кроків становить 200, тобто один крок по часу дорівнює 10^{-4} с. За один крок ротор повертається відносно статора на третину зубцевої поділки, що задовольняє умовам точності.

Модель статичного та динамічного ексцентриситету. Відносне значення ексцентриситету визначається за формулою:

$$\varepsilon = \frac{\delta_{\max} - \delta_{\min}}{\delta_{\max} + \delta_{\min}}, \quad (9)$$

де $\delta_{\max}, \delta_{\min}$ – максимальне та мінімальне значення ПП відповідно. У даній роботі розглядається статичний та динамічний ексцентриситет ротора при зміщенні його осі відносно осі розточка статора за двома координатами X (горизонтальний ексцентриситет) та Y (вертикальний).

Для моделювання ексцентриситету використовується вище приведена польова математична модель, що враховує обертання ротора у часі. На рис. 1 показано зміщення ротора з вісі статора при статичному (а) та динамічному (б) ексцентриситеті. В даній моделі СЕ моделюється зміщенням вісі ротора відносно геометричної вісі статора на величину ΔR , яка в загальному випадку розкладається на зміщення координат

ти центра ротора по осі Y на величину $\Delta Y = \Delta R \cdot \sin\alpha$ (рис.1,*a*), а зміщення координати по осі X дорівнює $\Delta X = \Delta R \cdot \cos\alpha$.

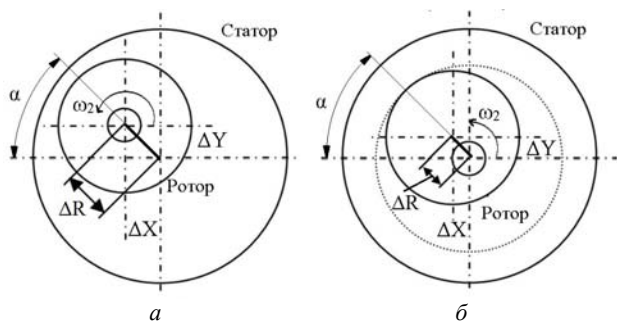


Рис. 1. Моделі статичного (*a*) та динамічного (*б*) ексцентриситету

Розрахункова область включає в себе дві підобласті: нерухому, до якої входить статор, і рухому, що містить ротор. Границя між двома підобластями проходить посередині ПП, при цьому нерівномірний ПП відноситься до підобласті статора. ДЕ моделюється зміщенням геометричної вісі ротора відносно вісі його обертання на величину ΔR . При цьому переміщення всіх точок підобласті, що обертається, по координатах X та Y залишаються незмінними і рівнянню руху буде відповідати вираз (8). Зауважимо, що при ДЕ, до розрахункової підобласті, що обертається, входить не лише ротор, але і нерівномірний ПП.

Математична модель (1-8) дозволяє змоделювати сигнали умовних датчиків вібрацій (датчиків віброприскорення) як функції часу. Для цього в точках 1, 2, 3 умовного розташування датчиків (рис. 2) за виразом (7) розраховується нормальна складова тензора магнітного натягу (ТМН), оскільки величина віброприскорення пропорційна величині вібробуджуючої сили.

Результати досліджень. Дослідження проводились на прикладі ТГ типу ТГВ-200-2. На основі вище описаної математичної моделі надалі досліджуються вібробуджуючі сили, що виникають за рахунок нормальної складової тензора магнітного натягу (при інших рівних умовах технічного стану статора). Як відомо, встановлення одного датчика не достатньо для визначення наявності СЕ, тому вібрації досліджувалися на коронках зубців розточки статора у трьох точках 1, 2, 3. На рис. 2 зображено картину розподілу векторного магнітного потенціалу та магнітної індукції у момент часу $t = 0,02$ с в активній зоні ТГ.

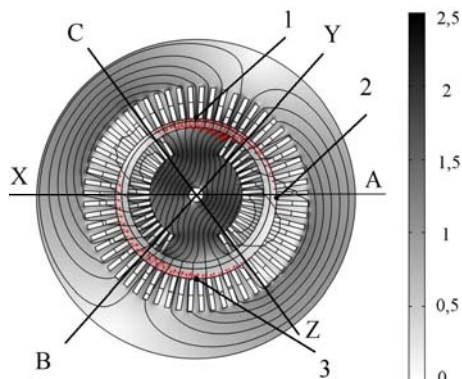


Рис. 2. Розподіл векторного магнітного потенціалу та магнітної індукції з розрахунковими точками

Моделювання виконувалося для номінального режиму роботи генератора при справному стані (відсутність СЕ і ДЕ) та при дефектному (наявності ексцентриситету). СЕ моделювався за рахунок зміщення ротора вздовж однієї координати Y при цьому кут $\alpha = 90^\circ$. На рис. 3 та рис. 4, відповідно, у трьох зазначених точках на коронках зубців статора зображено розрахункові функції тензора магнітного натягу у часі при наявності СЕ та ДЕ (для $\varepsilon = 0,25$ при зміщенні ротора вздовж осі симетрії фази А). З рисунків видно, що сигнали 1-го і 2-го датчиків зсувнені між собою у часі по фазі, що відповідає їх просторовому зсуву на 90° уздовж розточки статора. Цифри на графіках відповідають позначенням розрахункових точок.

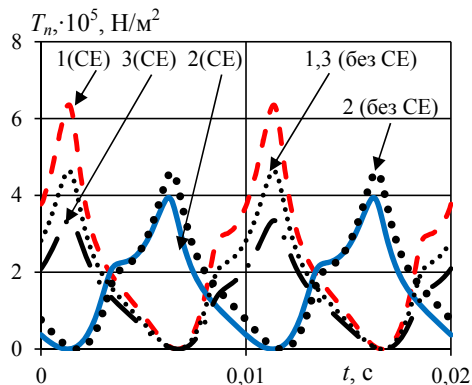


Рис. 3. Функції ТМН у розрахункових точках при наявності СЕ

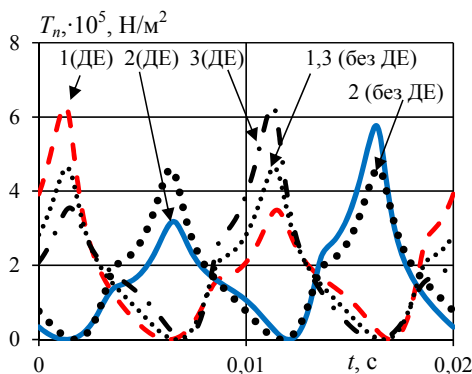


Рис. 4. Функції ТМН у розрахункових точках при наявності ДЕ

За результатами спектрального аналізу при різних значеннях СЕ ($\varepsilon=0,1$, $\varepsilon=0,2$ та $\varepsilon=0,25$) спостерігаємо збільшення амплітуди гармоніки 100 Гц відповідно на 10, 15 та 30 %. Порівняння функцій ТМН у випадку СЕ показує, що при $\Delta R = 25$ мм ($\varepsilon=0,25$) у точці 3 з найбільшим ПП амплітуда ТМН зменшилась у 1,4 рази, а в точці 1 – збільшилась у 1,37 рази. Цей ефект чітко видно з графіків при ДЕ, коли при обертанні ротора величина ПП постійно змінюється, а функція ТМН стає несиметричною і, очевидно, що у спектрі з'являється додаткові гармоніки, кратні обертовій частоті.

У зв'язку з вище сказаним, ефективним методом аналізу отриманих часових функцій електромагнітних вібробуджуючих сил є визначення їх спектрального складу за допомогою швидкого перетворення Фур'є. На рис. 5 показано амплітуди ТМН при СЕ в залежності від значення ε для різних варіантів зміщення ротора відносно фазних зон обмотки статора. Відмітимо, що різні варіанти зміщення ротора відносно осі обертання проводились при фіксованому положенні осі

фазної зони А, яка при моделюванні співпадала з горизонтальною віссю. Амплітуди ТМН показані в трьох точках розташування датчиків (т.1 – т.3). Результати математичного моделювання показали, що у випадку СЕ при $\Delta R = 25$ мм ($\epsilon=0,25$) амплітуда основної гармоніки електромагнітних сил збільшилась на 32 %. Також в спектрі вібробуджуючих сил присутні складові, що створюють вібрації на частотах 200, 300, 400 Гц та становлять відповідно 15, 18 та 12 % по відношенню до основної гармоніки.

Отже, найбільш небезпечним є ексцентриситет у випадку, коли напрям ексцентриситету співпадає з віссю фази статора. Так, з рис.5,а видно, що вже при $\epsilon = 0,1$ амплітуда вібробуджуючих сил зростає на 13 %.

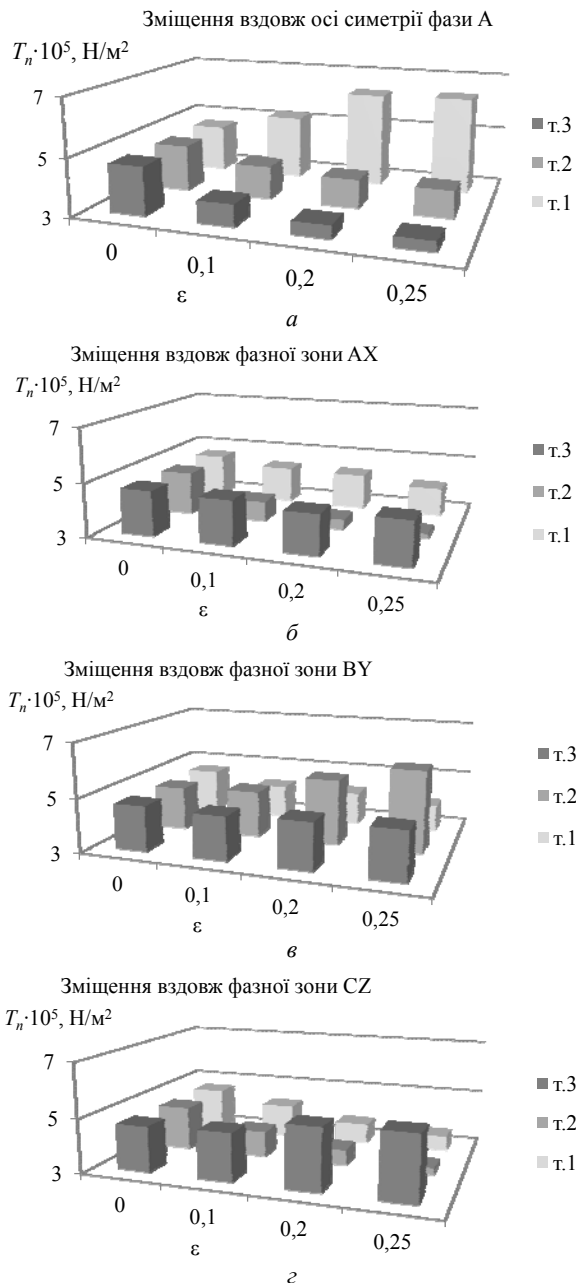


Рис. 5. Амплітуди тензора магнітного натягу в залежності від коефіцієнту ексцентриситету

На рис. 6 для випадку ДЕ приведено амплітуди спектрів ТМН для частот 50 Гц (а), 150 Гц (б) та 250 Гц (в). З рис.6,а,б видно, що амплітуди кожної із гар-

монік частоти обертання 50 Гц та кратної їй 150 Гц складають 12 % (при $\epsilon=0,1$), 25 % (при $\epsilon=0,2$) та 30 % (при $\epsilon=0,25$) від основної гармоніки 100 Гц. Такі результати можуть бути основою для формулювання відповідних діагностичних ознак та визначення наявності дефекту.

Важливу оцінку технічного стану генератора при появі пошкодження надає аналіз зміни сумарної вібрації від усіх гармонік, яка характеризується середньоквадратичним значенням (СКЗ). Коефіцієнт зміни СКЗ спектру ТМН k_{rms_T} характеризує відношення СКЗ спектру ТМН ушкодженого ТГ до СКЗ спектру ТМН неушкодженого ТГ і розраховується за формулою:

$$k_{rms_T} = \sqrt{\sum_{i=1}^N |T_{i_fault}|^2} / \sqrt{\sum_{i=1}^N |T_{i_no_fault}|^2}, \quad (10)$$

де N – кількість врахованих гармонік в спектрі; i – номер гармоніки; T_{i_fault} , $T_{i_no_fault}$ – амплітуди i -ої гармоніки ТМН в спектрах сигналів датчика вібрації відповідно ушкодженого і неушкодженого ТГ.

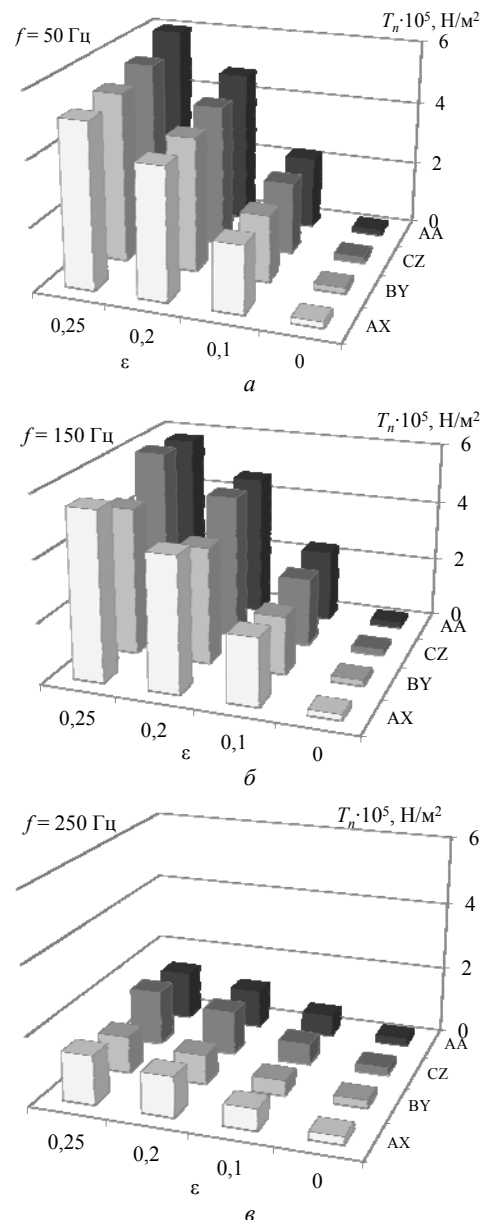


Рис. 6. Амплітуди частот спектру тензора магнітного натягу в залежності від величини ексцентриситету

У табл. 1 приведено СКЗ спектру ТМН, розрахованого у т.1. Позначення АХ, ВУ та СZ відповідають зміщенню ротора вздовж осі відповідної фазної зони, позначення АА відповідає точці розташування датчика у зоні мінімального ПП при зміщенні ротора вздовж осі симетрії фази А обмотки статора. З табл. 1 видно, що сумарний рівень вібрації електромагнітного походження при СЕ є найбільшим, коли напрям ексцентриситету співпадає з віссю фази обмотки статора (в даному випадку з вертикальною віссю). Електромагнітні вібрації під іншими фазами при СЕ (АХ, ВУ, СZ) зменшуються.

Таблиця 1

	ϵ	АА	АХ	ВУ	СZ
СЕ	0,1	1,111	0,912	0,904	0,93
	0,2	1,326	0,954	0,899	0,838
	0,25	1,329	0,967	0,851	0,8
ДЕ	0,1	1,015	1,012	1,01	1,01
	0,2	1,079	1,038	1,02	1,074
	0,25	1,123	1,065	1,035	1,112

Тому для визначення максимальних вібрацій необхідно встановлювати датчик навпроти вісі фази обмотки статора. При хибному встановленні датчика результати вимірювання будуть вказувати на зменшення рівня вібрацій, що не дозволить виявити наявність СЕ. При ДЕ сумарний рівень вібрації не залежить від напрямку ексцентриситету. Однак, незважаючи на те, що вібрації електромагнітного походження є меншими, ніж при СЕ, потрібно брати до уваги, той факт, що існують вібрації механічного походження, які пов'язані з коливанням центра мас ротора. Тому сумарні вібрації при ДЕ можуть бути більшими у порівнянні з вібраціями при СЕ.

Узагальнено отримані результати математичного моделювання, шляхом введення діагностичних параметрів при різних величинах ПП та напрямку зміщення ротора відносно фазних зон обмотки статора. У табл. 2 приведено діагностичний параметр k_{δ} , який дає змогу діагностувати появу СЕ на основі вимірювань амплітуд сигналів датчиків.

$$k_{\delta} = T_{\text{fault}} / T_{\text{no_fault}} \quad (11)$$

У табл. 3 приведено значення діагностичного параметру k_{ϵ} , які характеризують відношення різниці амплітуд ТМН у першій і другій точках ($k_{\epsilon 12}$) та у першій і третій ($k_{\epsilon 13}$) відповідно до амплітуди ТМН у першій точці при різних значеннях коефіцієнту ексцентриситету.

$$k_{\epsilon 12} = \frac{T_{\tau 1} - T_{\tau 12}}{T_{\tau 1}}; \quad k_{\epsilon 13} = \frac{T_{\tau 1} - T_{\tau 13}}{T_{\tau 1}} \quad (12)$$

Отримані діагностичні параметри приведено у табл. 2 та 3. Наведені результати дають змогу сформулювати доцільну методику діагностування ексцентриситету. Для визначення СЕ необхідно встановлення, як мінімум, двох датчиків, наприклад, зверху та знизу на вертикальній осі, оскільки найбільш ймовірним напрямом зміщення ротора вздовж вертикальної вісі. А порівняння сигналів двох датчиків дасть змогу діагностувати появу ексцентриситету. Для діагностування ДЕ достатньо встановлення одного датчика вібрації, оскільки при такому виді дефекту ПП в одній точці не є постійним. Після проведення вимірювання сигнал датчика розкладається в ряд Фур'є і якщо у спектрі сигналу присутні гармоніки кратні обертовій частоті, то можна стверджувати про наявність ДЕ.

Таблиця 2

Фазна зона обмотки статора, відносно якої моделювалось зміщення ротора	ПП між статором та ротором, δ , мм						
	75	80	90	100	110	120	125
АА	1,371	1,356	1,126	1	0,802	0,74	0,716
АХ	0,873	0,933	0,94	1	0,992	0,958	0,982
ВУ	0,857	0,906	0,911	1	0,984	1,01	1,021
СZ	0,764	0,806	0,91	1	1,016	1,125	1,145

Таблиця 3

Фазна зона обмотки статора, відносно якої моделювалось зміщення ротора	$k_{\epsilon 12}$	$k_{\epsilon 13}$	$k_{\epsilon 12}$	$k_{\epsilon 13}$	$k_{\epsilon 12}$	$k_{\epsilon 13}$
	$\epsilon = 0,1$		$\epsilon = 0,2$		$\epsilon = 0,25$	
АА	0,207	0,281	0,365	0,452	0,379	0,473
АХ	0,140	-0,065	0,219	-0,037	0,215	-0,136
ВУ	-0,119	-0,091	-0,291	-0,125	-0,516	-0,202
СZ	0,063	-0,128	0,045	-0,410	0,084	-0,514

Висновки.

1. При виникненні статичного ексцентриситету у зоні мінімального повітряного проміжку спостерігається суттєве збільшення віброзбуджуючих сил, аналіз яких дозволяє діагностувати uszkodження ротора. Показано, що при співпаданні напрямку статичного ексцентриситету з геометричною віссю однієї з фаз обмотки статора, збільшення вібрацій буде максимальним. Цей факт доцільно враховувати при розташуванні фаз обмотки статора відносно горизонтальної осі в процесі виготовлення турбогенераторів з урахуванням найбільш вірогідного напрямку виникнення

статичного ексцентриситету, викликаного, наприклад, дією сили тяжіння, тощо.

2. При виникненні динамічного ексцентриситету вібрації електромагнітного походження є меншими ніж при статичному ексцентриситеті, проте механічна складова вібрацій, яка пов'язана з коливанням центра мас ротора, вносить суттєвий вклад у сумарний рівень вібрацій. Введено діагностичні параметри k_{δ} , $k_{\epsilon 12}$, $k_{\epsilon 13}$, на основі яких може бути побудована система та методика діагностування ексцентриситету.

3. Діагностичною ознакою статичного ексцентриситету є зміна амплітуди віброзбуджуючих сил в зоні

мінімального повітряного проміжку. Спектр гармоніки 100 Гц при статичному ексцентриситеті в межах $\varepsilon=0,1; 0,2$ та $0,25$ в зоні мінімального повітряного проміжку збільшується відповідно на 10, 15 та 30 %. Діагностичною ознакою динамічного ексцентриситету є поява у спектрі віброзбуджуючих сил обертової та кратних їй гармонік.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Васьковський Ю.М., Титко О.І., Мельник А.М. Діагностика ушкоджень обмотки збудження потужного турбогенератора на основі аналізу електромагнітних віброзбуджуючих сил // Праці Інституту електродинаміки НАН України. – 2013. – №36. – С. 40-46.
2. Васьковський Ю.М., Цивінський С.С., Титко О.І. Електромагнітні процеси у демпферній системі роторів гідроенераторів при нерівномірності повітряного проміжку // Технічна електродинаміка. – 2015. – №1. – С. 65-71.
3. Гайденок Ю.А, Вишневіський Т.С. Метод електромагнітної діагностики статического ексцентриситета ротора в синхронном генераторе // Гідроенергетика України. – 2011. – №2. – С. 52-57.
4. Левицький А.С., Федоренко Г.М. Визначення параметрів дефектів повітряного зазору в гідроенераторах за даними датчиків, розміщених на статорі // Гідроенергетика України. – 2008. – №1. – С. 30-33.
5. Кучинський К.А. Аналіз температурного поля ротора турбогенератора потужністю 300 МВт при асиметрії охолодження пазової зони // Технічна електродинаміка. – 2013. – №4. – С. 59-66.
6. Мильх В.И., Полякова Н.В. Сравнительный анализ переменного магнитного поля на поверхности ротора турбогенераторов с разным числом зубцов статора в режиме нагрузки // Технічна електродинаміка. – 2014. – №2. – С. 29-36.
7. Sedky M.M. Diagnosis of static, dynamic and mixed eccentricity in line start permanent magnet synchronous motor by using FEM // International journal of electrical, robotics, electronics and communications engineering. – 2014. – vol.8. – no.1. – pp. 29-34.
8. Yonggang Li, Guowei Zhou, Shuting Wan, Heming Li. Analysis of unbalanced magnetic pull on turbo-generator rotor under air-gap eccentric fault and rotor short circuit fault // International journal of advancements in computing technology. – 2013. – vol.5. – no.4. – pp. 523-530. doi: 10.4156/ijact.vol5.issue4.62.

REFERENCES

1. Vaskovskyi Yu.M., Tytko O.I., Melnyk A.M. Diagnosis of damage to the excitation winding powerful turbogenerator based on the analysis of electromagnetic forces. *Works of the Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine*, 2013, no.36, pp. 40-46. (Ukr).
2. Vaskovskyi Yu.M., Tsyvinskyi S.S., Tytko O.I. Electromagnetic processes in the damper winding of hydro generator with eccentricity of air gap. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2015, no.1, pp. 65-71. (Ukr).
3. Haidenko Yu.A., Vishnevskiy T.S. Electromagnetic method of diagnostic of static eccentricity of synchronous generator. *Hydropower Ukraine*, 2011, no.2, pp. 52-57. (Rus).
4. Levytskyi A.S., Fedorenko H.M. Characterization of air gap fault in hydrogenerators to data by sensors located on stator. *Hydropower Ukraine*, 2008, no.1, pp. 30-33. (Ukr).

5. Kuchynskiy K.A. Analysis of temperature field of rotor of turbogenerator capacity 300 mW at asymmetry of cooling of grooving zone. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2013, no.4, pp. 59-66. (Rus).
6. Milykh V.I., Polyakova N.V. Comparative analysis of the variable magnetic field on the surface of the rotor of turbogenerators with different numbers of stator teeth in the load condition. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2014, no.2, pp. 29-36. (Rus).
7. Sedky M.M. Diagnosis of static, dynamic and mixed eccentricity in line start permanent magnet synchronous motor by using FEM. *International journal of electrical, robotics, electronics and communications engineering*, 2014, vol.8, no.1, pp. 29-34.
8. Yonggang Li, Guowei Zhou, Shuting Wan, Heming Li. Analysis of unbalanced magnetic pull on turbo-generator rotor under air-gap eccentric fault and rotor short circuit fault. *International journal of advancements in computing technology*, 2013, vol.5, no.4, pp. 523-530. doi: 10.4156/ijact.vol5.issue4.62.

Надійшла (received) 16.03.2016

Васьковський Юрій Миколайович¹, д.т.н., проф.,
Мельник Андрій Миколайович², аспірант,
Титко Олексій Іванович², чл.-кор., д.т.н.,
¹ Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут»,
03056, Київ-56, пр. Перемоги, 37, корп. 20,
e-mail: vun157@gmail.com
² Інститут електродинаміки НАН України,
03680, Київ-57, пр. Перемоги, 56,
e-mail: ied10@ukr.net

Yu.M. Vaskovskyi¹, A.M. Melnyk², O.I. Tytko²
¹ National Technical University of Ukraine «Kyiv Polytechnic
Institute»,
37, Prospect Peremohy, Kyiv-56, 03056, Ukraine.
² The Institute of Electrodynamics of NAS of Ukraine,
56, Prospekt Peremogy, Kiev-57, 03680, Ukraine.

Electromagnetic vibration disturbing forces at the eccentricity of rotor of turbogenerator.

Electromagnetic vibration disturbing forces in different variants of the rotor displacement from an axis of the stator bore is carried out. Investigation for TG type TGV-200-2 by finite element method in COMSOL Multiphysics is carried out. The field mathematical model of static and dynamic eccentricity is described. The amplitude vibration disturbing forces are greatest, when a static eccentricity direction coincides with an axis of the stator winding phase is shown. The diagnostic features static and dynamic eccentricities are formulated. The most value of forces in the point with minimal air gap is shown. The diagnostic features static and dynamic eccentricities and the method of diagnostic eccentricity are formulated. Diagnostic feature of static eccentricity is to change the amplitude Maxwell stress tensor is established. The dynamic eccentricity diagnostic features are appearance in the spectrum of vibration disturbing forces rotating and multiple harmonics. References 8, tables 3, figures 6,

Key words: turbogenerator, field mathematical model, electromagnetic vibration disturbing forces, Maxwell stress tensor, eccentricity, damage of rotor, diagnostic feature.

M.G. Pantelyat, I. Doležel

FINITE ELEMENT TECHNIQUE FOR SOLUTION OF THERMO-CONTACT PROBLEMS AND ITS APPLICATION IN NUMERICAL ANALYSIS OF DEVICES WORKING WITH INDUCTION HEATING

Purpose. To develop an effective approach for the numerical solution of transient thermo-contact problems and present a typical example of its utilization regarding devices working on the principle of thermoelasticity produced by induction heating and specific technological processes intended for assembly and disassembly of systems containing shrink fits. *Methodology.* A finite element technique for solution of 2D multiphysics (electromagnetic, thermal and structural) problems is developed, taking into account temperature dependences of material properties and continuous variations of the contact surfaces. Modeling of the contact interaction between two parts is based on the concept of a special contact finite element having no thickness. The functional for the temperature problem is supplemented with components corresponding to the thermal conductivity of this contact layer. The heat generated due to mutual sliding of both parts can also be taken into account, but the heat capacity (specific heat) of the contact layer is neglected. Using a special 1D 4-node finite elements a system of equations for the description of the thermo-contact problem is obtained. *Originality.* Relatively simple analytical formulae for calculation of the contact thermal resistances occurring in specific parts of electrical machines are known. The paper offers an alternative approach for the numerical solution of transient thermo-contact problems based on the concept of a special 1D contact finite element having no thickness. *Results.* The presented technique is applied for the computer simulation of assembly and disassembly of a shrink fit using induction heating. *Conclusions regarding the choice of technological modes are made. Comparative computations for drills made from hard alloy and alloyed tool steel are carried out.* References 8, figures 6.

Key words: induction heating, thermoelasticity, multiphysics problems, numerical analysis, finite element method.

Описана методика решения методом конечных элементов мультифизических (электромагнитных, тепловых и механических) задач с учетом зависимостей свойств материалов от температуры и изменения контактных поверхностей. Предложенный подход использован для численного анализа устройств, функционирующих на базе явления термоупругости в процессе индукционного нагрева и оригинальных технологических процессов, предназначенных для сборки и разборки конструкций с напряженными посадками. Применение разработанной методики проиллюстрировано на конкретном примере. Приведен анализ полученных результатов. Библ. 8, рис. 6.

Ключевые слова: индукционный нагрев, термоупругость, мультифизические задачи, численный анализ, метод конечных элементов.

Introduction. Investigation of behavior of numerous electrical devices in different operation regimes often requires considering relevant multiphysics phenomena of electromagnetic, thermal and structural origins. In many cases, multiphysics analysis of such devices must also include the influence of thin insulation layers and contact thermal resistances for obtaining more realistic results. Thin layers occur, for example, in the form of various bandages [1], contact resistances (of thermal origin) play a significant role in different shrink fits [2] and devices for a number of industrial purposes [3].

Relatively simple analytical formulae for calculation of the contact thermal resistances occurring in specific parts of electrical machines are presented in [1]. These can directly be used as material parameters during the solution of the temperature problem.

The paper offers an alternative approach for the numerical solution of transient thermo-contact problems. Currently the proposed technique is used for solving such problems in 2D Cartesian and axisymmetric systems. A similar technique for solving 3D problems is being developed nowadays. The aim of the paper is to describe this technique in detail and present a typical example of its utilization.

Formulation of technical problem. Many modern industrial technologies are based on the principle of induction heating. The paper, however, will focus on its application in production of shrink fits for specific purposes. Typical is, for example, setting the disks on shafts, fixing high-speed machine tools, or connecting pipes by

fixing sleeves, which always represent connecting of two metal parts with an interference whose value is decisive for the transferrable mechanical force or torque.

The process of manufacturing shrink fits starts with induction heating of one of the parts, which leads to increase of its dimensions. Then it is connected with another part and the whole system is cooled. The shrink fit is obtained after cooling. A typical example of fixing a drilling tool in the chuck is depicted in Fig. 1.

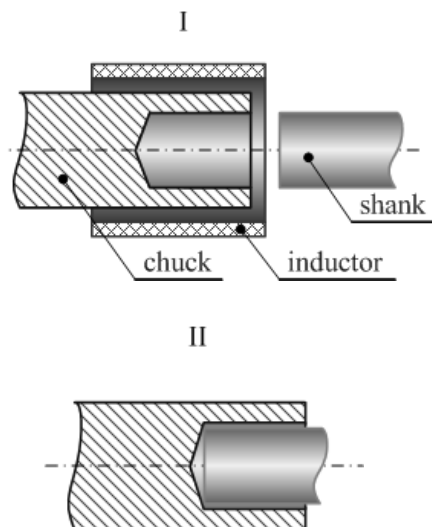


Fig. 1. Arrangement of drilling machine:
I – heating of chuck and inserting of shank into it
II – cooling of system and fixing of shank in chuck

© M.G. Pantelyat, I. Doležel

From the physical viewpoint, the process represents a strongly nonlinear and nonstationary multiphysics problem characterized by mutual interaction of magnetic field, temperature field and field of thermoelastic displacements (and corresponding strains and stresses). Another aspect to be involved in the model is the contact problem that plays an important role when quantifying transfer of heat between both connected parts.

The numerical solution of the model should provide a sufficiently accurate idea about the whole process and mainly the steady-state parameters of the system under investigation.

Continuous mathematical model. The mathematical model of the process consists of three partial differential equations (PDEs) describing three involved physical fields and relations describing the contact problem.

Magnetic field. Distribution of magnetic field in the system may be described using several formulations [4]. When using, for example, the magnetic vector potential \mathbf{A} , the above field obeys the equation

$$\operatorname{curl}\left(\frac{1}{\mu}\operatorname{curl}\mathbf{A}\right)+\gamma\frac{\partial\mathbf{A}}{\partial t}=\mathbf{J}_{\text{ext}}, \quad (1)$$

where μ is the magnetic permeability, γ stands for the electric conductivity and \mathbf{J}_{ext} represents the current density applied to the inductor. The boundary condition along a sufficiently distant artificial boundary is of the Dirichlet type and reads $\mathbf{A}=\mathbf{0}$.

The eddy currents produced by time-variable magnetic field in electrically conductive bodies (whose density is given by the second term on the left-hand side in (1)) give rise to the volumetric Joule losses w_J (the influence of magnetization losses being neglected)

$$w_J=\gamma\left|\frac{\partial\mathbf{A}}{\partial t}\right|^2, \quad (2)$$

whose magnitude decreases roughly exponentially with the distance from the surface of the heated body.

In fact, the complete solution of (1) is practically unfeasible due to relatively long time of the heating process. That is why the model was simplified by considering the magnetic field harmonic. Now (1) can be rewritten in terms of the phasor $\underline{\mathbf{A}}$ of the magnetic vector potential \mathbf{A} in the form

$$\operatorname{curl}(\operatorname{curl}\underline{\mathbf{A}})+j\cdot\omega\gamma\mu\underline{\mathbf{A}}=\mu\underline{\mathbf{J}}_{\text{ext}}, \quad (3)$$

where $j=\sqrt{-1}$ and ω denotes the angular frequency.

The computations must be now, however, carried out iteratively, and at every step the permeability μ in any element containing ferromagnetic material has to be adjusted to the real value of the local magnetic flux density.

Temperature field. The temperature field T is described by the equation [5]

$$\operatorname{div}(\lambda\operatorname{grad}T)=\rho c_p\frac{\partial T}{\partial t}-w_J, \quad (4)$$

where λ is the thermal conductivity, ρ denotes the mass density and c_p stands for the specific heat at a constant pressure.

The boundary condition on the surface of system is given by the formula

$$-\lambda\frac{\partial T}{\partial n}=\alpha_{\text{gen}}(T-T_{\text{ext}}), \quad (5)$$

where n denotes the outward normal, α_{gen} is a coefficient generally quantifying both convection and radiation and T_{ext} stands for the temperature of sufficiently distant environment.

Thermoelastic problem. Mechanical status of structural parts of the considered devices is described by the following system of three-dimensional tensor equations [6]

$$\begin{aligned} \sigma_{ij,i}+f_j &= 0, \\ \varepsilon_{ij} &= \frac{1}{2}(u_{i,j}+u_{j,i}), \\ \sigma_{ij} &= \frac{E}{1+\nu}\left(\varepsilon_{ij}+\frac{\nu}{1-2\nu}\delta_{ij}e\right), \end{aligned} \quad (6)$$

where σ_{ij} is the tensor of mechanical stresses, ε_{ij} is the tensor of mechanical strains, \mathbf{u} is the vector of mechanical displacements, \mathbf{f} is the vector of the external volumetric forces, E is the temperature-dependent modulus of elasticity of the material, ν is the temperature-dependent Poisson ratio of the material, δ_{ij} is the Kronecker delta, and $e=\varepsilon_{kk}$ ($k=i,j$).

The first part of (6) is the system of equilibrium equations describing the correlation between the mechanical stress tensor

$$\sigma_{ij}=\begin{pmatrix} \sigma_{11}\sigma_{21}\sigma_{31} \\ \sigma_{12}\sigma_{22}\sigma_{32} \\ \sigma_{13}\sigma_{23}\sigma_{33} \end{pmatrix} \quad (7)$$

and given volumetric forces components f_i .

The second part of (6) is the system of cinematic equations representing the correlation between the strain tensor

$$\varepsilon_{ij}=\begin{pmatrix} \varepsilon_{11}\varepsilon_{21}\varepsilon_{31} \\ \varepsilon_{12}\varepsilon_{22}\varepsilon_{32} \\ \varepsilon_{13}\varepsilon_{23}\varepsilon_{33} \end{pmatrix} \quad (8)$$

and components u_i of the mechanical displacement vector.

The third part of (6) is the constitutive equations presenting the correlation between the mechanical stress tensor σ_{ij} and strain tensor ε_{ij} .

In the system of equations (6) the following tensor and vector operations are used

$$\sigma_{ij,i}=\frac{\partial\sigma_{ij}}{\partial x_i}, \quad u_{i,j}=\frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad u_{j,i}=\frac{\partial u_j}{\partial x_i}, \quad (9)$$

where $i=1,2,3$ and $j=1,2,3$ are the indices of the coordinate axes.

In the axisymmetric case, the mechanical deformed state of the device is described by the system of equations [6, 7]

$$\begin{aligned} \frac{\partial\sigma_{rr}}{\partial r}+\frac{\partial\tau_{rz}}{\partial z}-\frac{\sigma_{rr}-\sigma_{\theta\theta}}{r}+f_r &= 0; \\ \frac{\partial\tau_{rz}}{\partial r}+\frac{\partial\sigma_{zz}}{\partial z}+\frac{\tau_{rz}}{r}+f_z &= 0; \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial u_r}{\partial r}; \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z}; \\ \gamma_{rz} &= \frac{\partial u_r}{\partial z}+\frac{\partial u_z}{\partial r}; \quad \varepsilon_{\theta\theta} = \frac{u_r}{r}, \end{aligned} \quad (10)$$

where σ_{rr} , σ_{zz} , $\sigma_{\theta\theta}$, τ_{rz} are the radial, axial, circumferential and shear mechanical stresses, respectively, ε_{rr} , ε_{zz} , $\varepsilon_{\theta\theta}$, γ_{rz}

are the radial, axial, azimuthal and tangential mechanical strains, respectively, u_r and u_z are the radial and axial mechanical displacements, and f_r, f_z are the given radial and axial forces, respectively.

In order to simulate the mechanical state of the structure under consideration, elastic, plastic and thermal deformations are generally considered. Therefore, the strain tensor ε_{ij} is presented as a sum of the elastic ε_{ij}^e , plastic ε_{ij}^p and thermal ε_{ij}^T components [7], thus

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^T. \quad (11)$$

The elastic strains are described in the following way [6]

$$\varepsilon_{ij}^e = \frac{1}{E} \left[(1 + \nu) \sigma_{ij} - \delta_{ij} \nu \sigma_{kk} \right] \quad (12)$$

where $k = i, j$.

The thermal strains are represented in the form

$$\varepsilon_{ij}^T = \alpha \Delta T \delta_{ij}, \quad (13)$$

where α is the temperature-dependent coefficient of the temperature expansion of the material, and ΔT is the difference of temperatures.

Irreversible and, therefore, unacceptable plastic deformations described by tensor ε_{ij}^p are not considered in this paper.

Final remark. Many material parameters are significantly dependent on temperature. Mentioned can be, for example, electric conductivity, magnetic permeability, thermal conductivity, specific heat, coefficient of linear expansion, etc. All these dependences (as far as they are known) are included in the computations.

Numerical solution. Magnetic field is solved in a classic way using second-order finite element method. The discretization mesh must cover not only the system, but also its relatively large neighborhood. It is calculated independently and takes into account only temperature variations of the electric conductivity γ and magnetic permeability μ . The mesh remains the same in the course of the calculations, the geometric changes due to thermoelastic dilatation are neglected.

Solution of the temperature field is carried out by an algorithm based on the generalized Crank–Nicolson method that respects the temperature variations of parameters λ and ρc_p .

The solution of the thermoelastic problem by the finite element method uses at every time step a linearized Lagrange variational equation for increments [7] in the form

$$\begin{aligned} & \iint_{S_0} \left(\Delta \sigma^{ij} \delta \Delta e_{ij} + \sigma^{ij} \delta \Delta \eta_{ij} - \Delta F^i \delta \Delta u_i \right) r \cdot dS - \int_{l_0} \Delta P^i \delta \Delta u_i r \cdot dl + \\ & + \iint_{S_0} \left(\sigma^{ij} \delta \Delta e_{ij} - F^i \delta \Delta u_i \right) r \cdot dS - \int_{l_0} P^i \delta \Delta u_i r \cdot dl = 0; \\ & \iint_{S_0} \left(\Delta \sigma^{ij} \delta \Delta e_{ij} + \sigma^{ij} \delta \Delta \eta_{ij} - \Delta F^i \delta \Delta u_i \right) r dS - \int_{L_0} \Delta P^i \delta \Delta u_i r dL + \\ & \iint_{S_0} \left(\sigma^{ij} \delta \Delta e_{ij} - F^i \delta \Delta u_i \right) r dS - \int_{L_0} P^i \delta \Delta u_i r dL, \quad (14) \end{aligned}$$

where S_0 and L_0 are the surface and boundary of the meridian cross-section of the structure, σ^{ij} and $\Delta \sigma^{ij}$ denote the components of the stress tensor and their increments,

Δe_{ij} and $\Delta \eta_{ij}$ stand for the increments of the linear and nonlinear parts of the strain tensor, Δu_{ij} are the increments of components of the displacement vector, f^i and Δf^i are the components of the volume loads (for example gravitational) and their increments in one time step and, finally, P^i and ΔP^i denote the components of the surface load and their increments.

Unfortunately, in the devices under consideration, from time to time it is necessary to take into account the exchange of heat inside the gap between individual structural parts of the device. This exchange is realized through the contact zone that varies in time and that must be determined in the course of solution of the thermoelastic problem. There are several possibilities to take into account the dependence of the contact thermal conductivity K_n on the contact pressure p_c .

In many cases it is enough to use only two values of K_n . For $p_c \geq 0$ (absence of the contact) we put

$$K_n(T, p_c) = K_n^+, \quad \text{for } p_c < 0 \quad (\text{presence of the contact})$$

$$K_n(T, p_c) = K_n^-.$$

Here, K_n^+ is a relatively small value (or even zero) describing the heat conductivity of the contact layer through the ambient environment, while $K_n^- \approx \lambda / h$, where λ is the thermal conductivity of the layer, and h denotes its roughness.

For more accurate computations it is recommended to use more complicated empirical formulae such as that given in [8].

Even when the mechanical problem is considered to be linear (without plastic deformations), searching of the unknown contact domain (or domains) between both parts in each step is realized by means of an iterative process.

Contact problem. Modeling of the contact interaction between two parts is based on the concept of a special contact finite element having no thickness. The functional for the temperature problem is supplemented with components corresponding to the thermal conductivity of this contact layer. The heat generated due to mutual sliding of both parts can also be taken into account, but the heat capacity (specific heat) of the contact layer is neglected. Using a special 1D 4-node finite elements we obtain a system of equations for the description of the thermo-contact problem.

The functional of the temperature problem for the contact layer can be written in the form [7]

$$\begin{aligned} I = & \frac{1}{2} \int_{L_k} \left[K_n(S_\mu, \sigma_n) (T_2 - T_1)^2 + Q(S_\mu, \sigma_n, \nu) T_1 + Q(S_\mu, \sigma_n, \nu) T_2 \right] r_0 d\tau - \\ & - \int_{L_{q1}} q_1(S_\mu, \sigma_n) T_1 r_0 d\tau - \int_{L_{q2}} q_2(S_\mu, \sigma_n) T_2 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_{a1}} \alpha_1(S_\mu, \sigma_n) [T_1 - T_\infty(S_\mu, \sigma_n)] T_1 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_{a2}} \alpha_2(S_\mu, \sigma_n) [T_2 - T_\infty(S_\mu, \sigma_n)] T_2 r_0 d\tau, \quad (15) \end{aligned}$$

where $K_n(S_\mu, \sigma_n)$ is the contact thermal conductivity (not the contact thermal resistance), which can be estimated as a ratio «thermal conductivity of material of the layer» / «thickness of the layer», S_μ are the subdomains («macro-elements») made of different materials, σ_n is the

normal contact pressure, T_1, T_2 are the surface temperatures of contacting parts (bodies), $Q(S_\mu, \sigma_n, \nu_r)$ denotes the internal heat source arising due to relative sliding of surfaces at the given friction, ν_r stands for the relative velocity of sliding contacting surfaces, q_1, q_2 are the heat fluxes into the contacting bodies, respectively, $T_\infty, \alpha_1, \alpha_2$ denote the temperature of the medium and heat transfer coefficients for the first and second bodies, respectively and r_0 is the distance from the contact point to the z -axis (for the axisymmetric problem) or the thickness of the subdomain (for the planar problem).

The internal heat sources due to mutual sliding of both parts are calculated as follows

$$Q = \sigma_n \nu_r f_f, \quad (16)$$

where f_f is the coefficient of friction between both surfaces.

These sources can be distributed between both contacting parts (bodies) by using the corresponding velocities ν_{r1} and ν_{r2} of sliding for both surfaces

$$Q_1 = \sigma_n \nu_{r1} f_f, \quad Q_2 = \sigma_n \nu_{r2} f_f \quad (17)$$

to take into account boundary conditions of the 2nd kind for both surfaces at the contact point.

Taking (17) into account, the variation of the functional (15) can be written in the form

$$\begin{aligned} \delta I = & \int_{L_k} [K_n(S_\mu, \sigma_n)(T_2 - T_1)(\delta T_2 - \delta T_1)] r_0 d\tau - \\ & - \int_{L_{q1}} q_1(S_\mu, \sigma_n) \delta T_1 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_{\alpha_1}} \alpha_1(S_\mu, \sigma_n) [T_1 - T_\infty(S_\mu, \sigma_n)] \delta T_1 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_k} \sigma_n \nu_{r1} f_f \delta T_1 r_0 d\tau - \\ & - \int_{L_{q2}} q_2(S_\mu, \sigma_n) \delta T_2 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_{\alpha_2}} \alpha_2(S_\mu, \sigma_n) [T_2 - T_\infty(S_\mu, \sigma_n)] \delta T_2 r_0 d\tau + \\ & + \int_{L_k} \sigma_n \nu_{r2} f_f \delta T_2 r_0 d\tau = 0 \end{aligned} \quad (18)$$

The temperature distribution in the 1D 4-node finite element can be represented in the form

$$\begin{aligned} T_1(\tau) &= T_{i1} \varphi_i(\tau) + T_{j1} \varphi_j(\tau); \\ T_2(\tau) &= T_{i2} \varphi_i(\tau) + T_{j2} \varphi_j(\tau), \end{aligned} \quad (19)$$

where $T_{i1}, T_{i2}, T_{j1}, T_{j2}$ are the nodal temperatures on the contact surfaces of both bodies, respectively, and $\varphi_i(\tau), \varphi_j(\tau)$ are the coordinate functions

$$\varphi_i(-\tau) = \frac{\tau_j - \tau}{\tau_j - \tau_i}; \quad \varphi_j(\tau) = \frac{\tau - \tau_i}{\tau_j - \tau_i}. \quad (20)$$

Substituting (19) into (20) and collecting terms at the same variations, we can obtain a system of equations for the thermo-contact element as follows

$$\begin{aligned} A_{i,i} T_i + A_{i,i+1} T_{i+1} + A_{i,j} T_j + A_{i,j+1} T_{j+1} &= b_i; \\ A_{i+1,j} T_i + A_{i+1,i+1} T_{i+1} + A_{i+1,j} T_j + A_{i+1,j+1} T_{j+1} &= b_{i+1}; \\ A_{j,i} T_i + A_{j,i+1} T_{i+1} + A_{j,j} T_j + A_{j,j+1} T_{j+1} &= b_j; \\ A_{j+1,i} T_i + A_{j+1,i+1} T_{i+1} + A_{j+1,j} T_j + A_{j+1,j+1} T_{j+1} &= b_{j+1}; \end{aligned} \quad (21)$$

where

$$\begin{aligned} A_{k,k} &= \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k^2(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & \int_{L_{\alpha_1}} \alpha_1(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k^2(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ A_{k,k+1} &= A_{k+1,k} = - \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k^2(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ A_{k+1,k+1} &= \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k^2(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & + \int_{L_{\alpha_2}} \alpha_2(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k^2(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ A_{i,j} &= A_{j,i} = - \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_i(\tau) \varphi_j(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & + \int_{L_{\alpha_1}} \alpha_1(S_\mu, \sigma_n) \varphi_i(\tau) \varphi_j(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ A_{i+1,j+1} &= A_{j+1,i+1} = - \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_i(\tau) \varphi_j(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & + \int_{L_{\alpha_2}} \alpha_2(S_\mu, \sigma_n) \varphi_i(\tau) \varphi_j(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ A_{i,j+1} &= A_{j+1,i} = A_{i+1,j} = A_{j,i+1} = \\ & = - \int_{L_k} K_n(S_\mu, \sigma_n) \varphi_i(\tau) \varphi_j(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ b_k &= \int_{L_{\alpha_1}} \alpha_1(S_\mu, \sigma_n) T_\infty(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & + \int_{L_{q1}} q_1(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau + \int_{L_k} \sigma_n(\tau) \nu_{r1} f_f \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau; \\ b_{k+1} &= \int_{L_{\alpha_2}} \alpha_2(S_\mu, \sigma_n) T_\infty(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & \int_{L_{q2}} q_2(S_\mu, \sigma_n) \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau + \\ & + \int_{L_k} \sigma_n(\tau) \nu_{r2} f_f \varphi_k(\tau) r_0(\tau) d\tau; \end{aligned} \quad (22)$$

where $k = i, j$;

After discretizing the model consisting of (15) – (22), it remains to cope with the displacements and mechanical strains and stresses along particular sliding surfaces (see Figs. 2 and 3).

At the points of the interpenetration of contact surfaces in the normal direction with condition

$$u_n^1 - u_n^2 - \delta_n < 0; \quad (23)$$

where u_n^1, u_n^2 are the displacements of the contact surfaces and δ_n is the width of the gap in the direction of the normal, we introduce sufficiently high contact stiffness C_n

in the normal direction in order to prevent the surfaces from penetrating each other. Should friction be taken into account, we further introduce an analogous tangential stiffness C_τ .

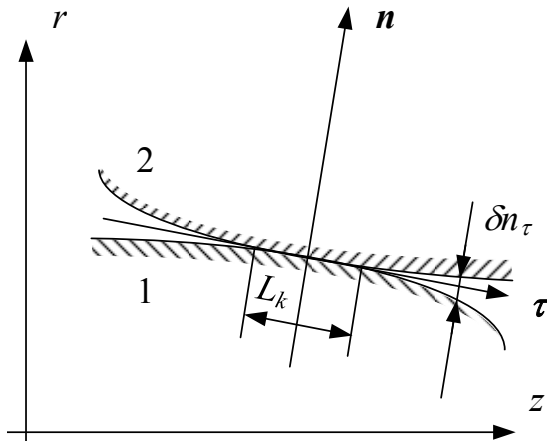


Fig. 2. Contact length L_k and gap δ_n between contacting bodies 1 and 2

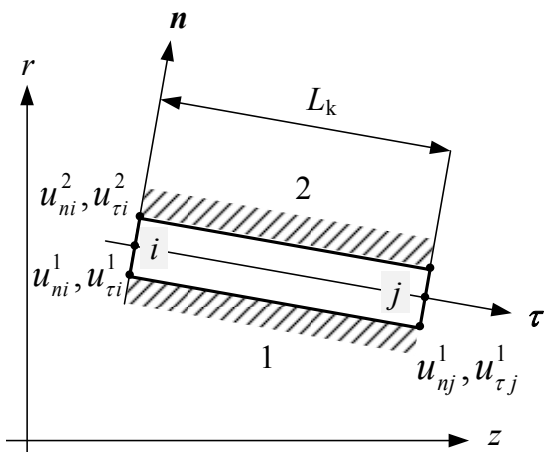


Fig. 3. Nodal displacements of the contact surfaces

The stresses in the contact layer are now given by the formulae

$$\sigma_n = C_n(u_n^1 - u_n^2 - \delta_n); \quad \sigma_\tau = C_\tau(u_\tau^1 - u_\tau^2 - \delta_\tau). \quad (24)$$

As far as the condition $\sigma_n f_f < |\sigma_\tau|$ of slipping is satisfied, the tangential stresses are expressed as

$$\sigma_\tau = \sigma_n f_f \text{sign}(u_\tau^1 - u_\tau^2 - \delta_\tau), \quad (25)$$

where u_n^1, u_τ^1 are the shifts of both surfaces and δ_τ is their difference at the beginning of the contact. In the zone of slipping the tangential stiffness is equal to zero and the functional is supplemented with the work of the friction forces on the corresponding shifts.

Illustrative example. A typical example is solved concerning the problem of assembly and disassembly of high-speed machine tools. The basic axisymmetric arrangement of the system is depicted in Fig. 4, together with the principal dimensions. The interference between the two connected parts is 0.01 mm.

During the process of assembly the chuck spindle has to be heated by the inductor until the internal diameter of the bore exceeds the diameter of the shank. The drill shank is then put into the bore and the system is cooled until we obtain a shrink fit.

On the other hand, the process of disassembly is characterized by fast heating of the system that causes different displacements in the chuck (that are relatively high) and in the drill shank (much lower). In a short time the pressed joint is released and the shank can be drawn out of the hole.

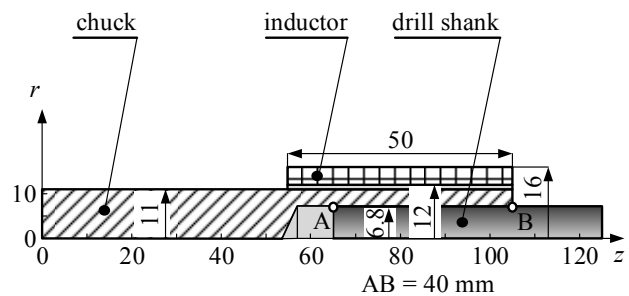


Fig. 4. Basic disposition of investigated system (dimensions in mm)

The chuck is made from steel. Comparative computations for drills made from hard alloy and alloyed tool steel are carried out, the inductor remaining the same.

The principal data of the problem follow (at the room temperature $T = 20^\circ\text{C}$):

- steel chuck: electric conductivity $\gamma_{20} = 3.2 \cdot 10^6$ S/m, thermal conductivity $\lambda_{20} = 47$ W/mK, heat capacity $\rho c_{p20} = 4 \cdot 10^6$ J/m³K, coefficient of linear thermal expansion $\alpha_{T20} = 2 \cdot 10^{-5}$ / K, modulus of elasticity $E_{20} = 2 \cdot 10^{11}$ Pa, Poisson ratio $\nu = 0.3$.

- Hard alloy: electric conductivity $\gamma_{20} = 2.8 \cdot 10^6$ S/m, thermal conductivity $\lambda_{20} = 85$ W/mK, heat capacity $\rho c_{p20} = 2 \cdot 10^6$ J/m³K, coefficient of linear thermal expansion $\alpha_{T20} = 0.5 \cdot 10^{-5}$ / K, modulus of elasticity $E_{20} = 5.3 \cdot 10^{11}$ Pa, Poisson ratio $\nu = 0.25$.

- Alloyed tool steel: electric conductivity $\gamma_{20} = 2.5 \cdot 10^6$ S/m, thermal conductivity $\lambda_{20} = 37$ W/mK, heat capacity $\rho c_{p20} = 3.2 \cdot 10^6$ J/m³K, coefficient of linear thermal expansion $\alpha_{T20} = 1.1 \cdot 10^{-5}$ / K, modulus of elasticity $E_{20} = 1.9 \cdot 10^{11}$ Pa, Poisson ratio $\nu = 0.3$.

- Field current density $J_{\text{ext}} = 28.275$ A/m², $f = 1$ kHz.

- Cooling by forced air: $\alpha = 200$ W/m²K.

The contact mechanical problem is the main part of numerical analysis. Fig. 5 and 6 represent the calculated distributions of temperature and contact pressure at various time instants of the assembly and disassembly processes for drills made from hard alloy and alloyed tool steel. The maps were performed for the cross section $z = 85$ mm. Some preliminary results can be found in [2]. The most important conclusions follow:

- Regarding assembly for both of materials (hard alloy or alloyed tool steel) of the drill: the chuck has to be heated during 3.5 s. Maximal temperature in it is 228 °C, maximal difference through the thickness is 86 °C.

- Regarding disassembly:

- Drill made of hard alloy: complete disassembly of the joint takes place in about 4 s after switching on the inductor. Maximum temperature in the chuck is 231 °C (external edge of its face), in the drill is 85 °C.

- Drill made of alloyed tool steel: duration of treatment is about 4.25 s.

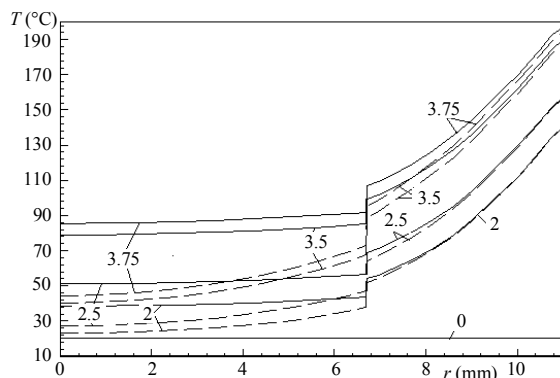
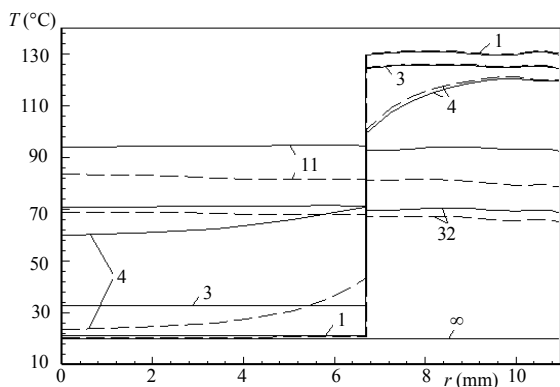


Fig. 5. Temperature distribution along joint radius ($z = 85$ mm) at various time levels (in s):
 up – assembly, bottom – disassembly.
 ——— drill made of hard alloy,
 - - - - - drill made of alloyed tool steel

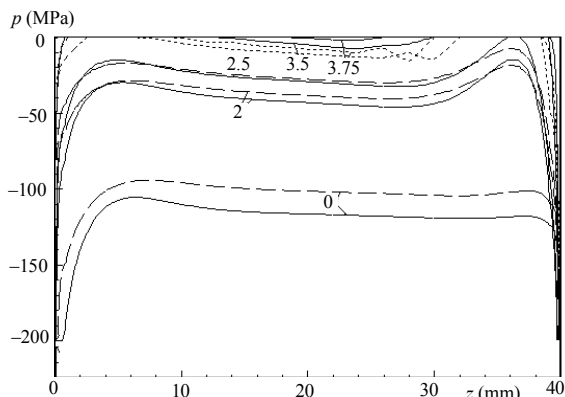
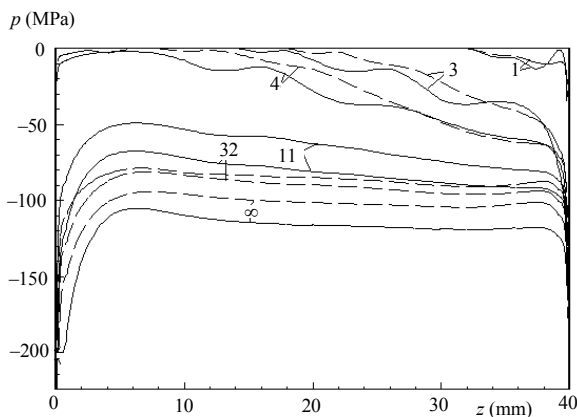


Fig. 6. Contact pressure distribution at various time levels (in s):
 up – assembly, bottom – disassembly
 ——— drill made of hard alloy,
 - - - - - drill made of alloyed tool steel

Conclusions. A 2D finite element technique for solution of multiphysics (electromagnetic, thermal and structural) problems taking into account contact interaction between structural parts is proposed. The contact problem solution is based on a concept of a special 1D contact finite element (layer) having no thickness. The presented technique is applied for the computer simulation of assembly of a shrink fit.

REFERENCES

1. Driesen J., Belmans R.J.M., Hameyer K. Finite-element modeling of thermal contact resistances and insulation layers in electrical machines. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2001, vol.37, no.1, pp. 15-20. doi: 10.1109/28.903121.
2. Shulzhenko N.G., Gontarowsky P.P., Matyukhin Yu.I., Pantelyat M.G., Doležel I., Ulrych B., Beneš K. Computer modeling of induction heating-based assembly and disassembly of shrink fits. *Acta Technica CSAV*, 2004, vol.49, no.2, pp. 169-183.
3. Doležel I., Karban P., Ulrych B., Pantelyat M.G., Matyukhin Yu.I., Gontarowsky P.P., Shulzhenko N.G. Limit operation regimes of actuators working on principle of thermoelasticity. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2008, vol.44, no.6, pp. 810-813. doi: 10.1109/tmag.2007.916226.
4. Chari M.V.K., Salon S.J. *Numerical Methods in Electromagnetism*. Academic Press, New York, 2000. ISBN 978-0126157604.
5. Holman J.P. *Heat Transfer, 10th edition*. McGraw-Hill, New York, 2002. ISBN 978-0073529363.
6. Timoshenko S., Goodier J.N. *Theory of Elasticity, 3rd Edition*. McGraw Hill, New York, 1970. ISBN 978-0070701229.
7. Podgorny A.N., Gontarowsky P.P., Kirkatsch B.N., Matyukhin Yu.I., Khavin G.L. *Zadachi kontaktного vzaimodeistviia elementov konstruktsii* [Tasks of contact interaction in construction elements]. Kiev, Naukova Dumka Publ., 1989. ISBN 5-12-000891-7. (Rus).
8. Schlykov Yu.P., Ganin E.A., Carevskij S.N. *Kontaktnoe termicheskoe soprotivlenie* [Contact thermal resistance]. Moscow, Energiya Publ., 1977. (Rus).

Received 15.03.2016

M.G. Pantelyat¹, Candidate of Physics and Mathematics, Associate Professor,
 Ivo Doležel², Professor,
¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 21, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine, e-mail: m150462@yahoo.com
²Czech Academy of Sciences, Institute of Thermomechanics, 5, Dolejškova, 182 00 Praha 8, Czech Republic, e-mail: dolezel@fel.cvut.cz

V.V. Shevchenko

INFLUENCE OF MANUFACTURING QUALITY OF LAMINATED CORE ON A TURBOGENERATOR EXPLOITATION TERM

The problem of calculating the flexural deformation of the laminated core of the stator turbogenerator is examined. The evaluation of the effect of gluing the core sheets on its bending stiffness based on the compliance of the insulating cover sheet of active steel. An impact of pressing effort on the relative movement of the package of sheets is determined. An effect of wear of the insulating layer between sheets of laminated core on its reliability is determined. Conclusions are drawn on how to determine the possibility of extending the life of turbogenerators on the basis of the data obtained. References 8, table 1, figures 5.

Key words: laminated core, flexural deformation, stator of turbogenerator, flexural stiffness, insulation coating, pressing, time of exploitation.

Рассмотрен расчет изгибной деформации шихтованного сердечника статора турбогенератора. Выполнена оценка влияния склейки листов сердечника на его изгибную жесткость с учетом податливости изоляционного покрытия листов активной стали, значения усилия прессовки пакета на относительное перемещение листов. Определено влияние износа изоляционного слоя между листами шихтованного сердечника на его надежность. Сделаны выводы, как на основании полученных данных установить возможность продления срока эксплуатации турбогенераторов. Библ. 8, табл. 1, рис. 5.

Ключевые слова: шихтованный сердечник, изгибная деформация, статор турбогенератора, изгибная жесткость, изоляционное покрытие, прессовка, время эксплуатации.

Introduction. The economic condition of the country makes it impossible to perform the timely replacement of electrical equipment, which has worked on the technical specification operational time of the plant unit. Therefore, the period of its work can be extended only by means of modernization and/or partial replacement of major components. Modernization of turbogenerators (TG) is provided with the increase power in the installed overall dimensions, sometimes performed with replacement of refrigerant. Therefore, in the construction to be upgraded it is necessary to consider the accumulated experience of manufacturing and operation, to exclude all of the factors that lead to the destruction of the assembly machines and units, especially, a stator core, for reliability. Its destructions are the most frequent cause of crashes.

TG reliability and durability are reduced due to a complex laminated core structure, vibration, electromagnetic continuous variables, thermal and mechanical loads. Due to the frequent destruction of the cores the researchers are looking for new design solutions for increasing operational reliability TG. The new design is based on the use of new materials and new techniques in the production of technology, on the knowledge of data exploitation and modern trends of development of the theory of the creation of turbogenerators [1-3].

The aim of the article is to determine the effect of TG stator core assembly technology to its reliability and the definition of the possibility extending the service life (impact gluing the core sheets on its bending stiffness, impact of pressing forces on the relative movement of the package sheet and wear of the insulating layer between sheets of the laminated core).

The main text of the article. The design quality of the laminated stator core determines its bending stiffness and consequently affects the value of the radial vibration and reliability. The works of many authors are devoted to these issues, [4-8], which also show the results of the research physical and mechanical properties of the insulating cover sheet steel. Also, the temperature coefficients of the materials that are used, static and dynamic loads; the

presence, size, shape of ventilation ducts between packets impact on it.

Consider the impact on the operational status of the core circuit stacking the stacked sheets and the quality of insulation coatings under the action of forces that cause the flexural deformation and the relative movement of the stacked sheets. Let us allocate part of the laminated core package, where several floors (joints) fall. We represent this part as a straight girder, which is made of rectangular thick electrical steel sheets with a thickness h and isolated coatings δ , Fig. 1.

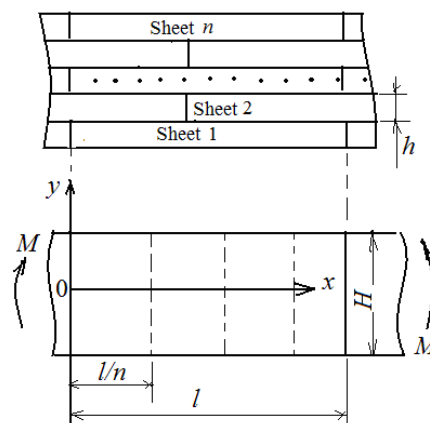


Fig. 1. Laminated veneer lumber: h – thickness of the sheets constituting the laminated board (package of the stacked plates); M – moment of bending forces; H – width of the beam; l – length of the considered area (wave height); n – number the joints, got in area under consideration

We believe in the calculations that the tension in all the sheets is identical. We obtain under the law of pairing shear stresses, that tangential stresses in the cross section are shear stresses, which arise in the longitudinal sections. It is suffice to consider the deformation of the strip in n layers, when the sheets are stacked to overlap by $1/n$ part of their length, because in the other layers of pattern the same will happen.

© V.V. Shevchenko

Use Zhuravsky formula for further calculations, which allows you to determine the tangential stresses in bending. These stresses arise from the external force P in the points of girder cross section, which are at a distance l from the neutral axis x , Fig. 2. In the beam appear normal and tangent stresses, which are directed from the edge to the edge of the law paired relationship.

We calculate the shear stresses that occur. Spend two verticals through the beam cross section at a distance dx from one another. Let us note a horizontal section at a distance $(h/2-y)$ of the neutral layer. That is, we select the element with the size: $dx, (h/2-y), b$.

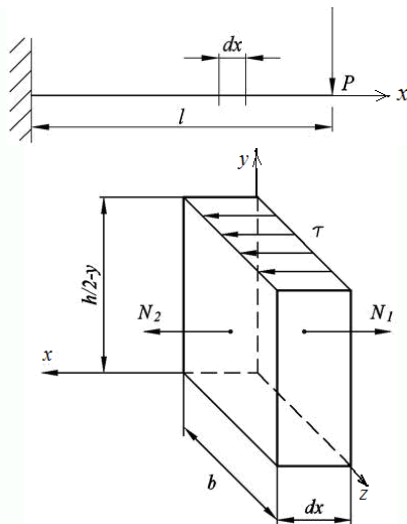


Fig. 2. Model actions of on a girder of the external force F , which is located at a distance l from the neutral axis x

We lay off on the axis x all the forces that act on the system for drawing up the balance equations. The action of elementary tangential force $dT=N_2-N_1$, which is equal to the element $(b \cdot dx)$, is equal to $dT=\tau \cdot b \cdot dx$, is balanced by the difference of normal forces (N_2-N_1) . Normal stresses that act on the infinitely small side area dF , disposed at the neutral axis y can be calculated:

$$\sigma = \frac{M \cdot y}{J_x}$$

The force dN_1 that acts on the area element is equal to:

$$dN_1 = \frac{M \cdot y}{J_z} \cdot dF$$

On the whole side face of area F the aggregate force of N_1 will operate:

$$N_1 = \int_F dN_1 = \int_F \frac{M \cdot y}{J_z} \cdot dF = \frac{M}{J_z} \cdot \int_F y \cdot dF = \frac{M \cdot S_z}{J_z}$$

where S_z – distribution of the tangential stresses a relatively the neutral axis z ; J_z – axial moment inertia of the regarded section.

Similarly, the force that acts on the next side face of the selected element N_2 :

$$N_2 = \frac{(M + dM) \cdot S_z}{J_z}$$

where $N_2 - N_1 = dT = \frac{dM \cdot S_z}{J_z} = \tau \cdot b \cdot dx$.

We write down the value of tangential stress τ :

$$\tau = \frac{dM \cdot S_z}{dx \cdot J_z \cdot b} = \frac{Q \cdot S_z}{J_z \cdot b}, \quad (1)$$

where Q – transverse elemental force of the bending moment that acts on the length of the fixed element ($Q = dM/dx$).

The tangential stresses that arise in the material above the neutral layer is directly proportional to the transverse force, to the static moments square section under consideration, and is inversely proportional to the axial moment of inertia and its width. Then the distribution of tangential stresses over the cross section will be:

$$S_z = F \cdot y_0 = b \cdot \left(\frac{h}{2} - y\right) \cdot \left(y + \frac{\frac{h}{2} - y}{2}\right) = \frac{b}{2} \cdot \left(\frac{h}{2} - y\right) \cdot \left(\frac{h}{2} + y\right) = \frac{b}{2} \cdot \left[\left(\frac{h}{2}\right)^2 - y^2\right]$$

Substitute the S_z in the formula (1). Define a tangential stress in a selected element based on the fact that the axial moment of inertia for the rectangular cross section is

$$J_z = \frac{b \cdot h^3}{12} : \tau = \frac{\frac{b}{2} \cdot \left[\left(\frac{h}{2}\right)^2 - y^2\right] \cdot Q}{\frac{b \cdot h^3}{12} \cdot b} = \frac{6 \cdot Q}{b \cdot h^3} \cdot \left(\frac{h^2}{4} - y^2\right)$$

The tangential stresses on the central axis with $y = 0$ will be a half time more than average values in the sections, Fig. 3.

$$\tau_{\max} = \frac{6 \cdot Q}{b \cdot h^3} \cdot \frac{h^2}{4} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q}{b \cdot h} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q}{F} = \frac{3}{2} \cdot \tau_{\text{mid}}$$

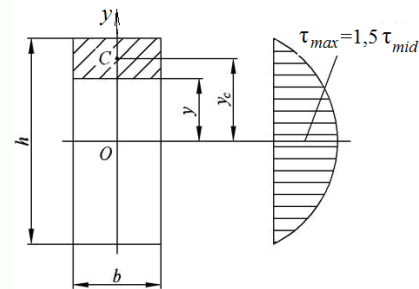


Fig. 3. The distribution of tangential stresses

The tangential stresses are the maximum value in the neutral layer; the normal stresses are equal to zero. So the tangential stresses are on the surface of the beam, only normal. It is believed that the transverse carved by area are level and are rotated by the action of the bending moments. But the tangential stresses distort the form of the deformation. Elements of the material between the two cross sections warp the proportion to the magnitude of these stresses. These distortions effect a little on the value of longitudinal deformation of the elements that make up the beam. This allows the use of a formula for the normal stresses:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\text{use}}^{\max}}{W_z} \leq [\sigma]$$

From beams of rectangular cross-section (Fig. 4,a) an element of length dz is cut out (Fig. 4,b).

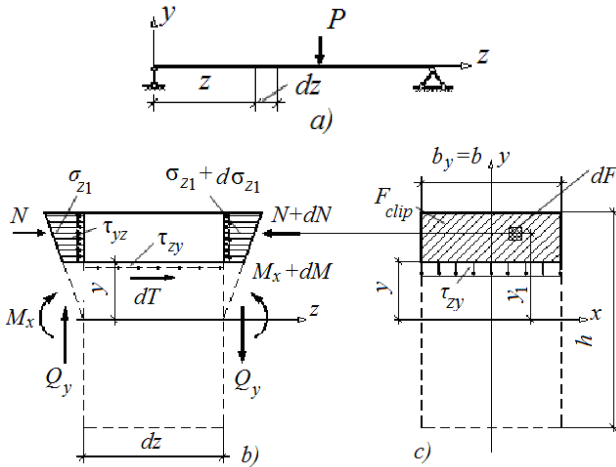


Fig. 4. The scheme of calculating tangential stresses in bending beam

Consider the balance of the top of the beams section, where stresses arise due to the difference of bending moments. In order this portion of the beam is in equilibrium ($\Sigma Z=0$), in a longitudinal section of the beam there must be the tangential force dT .

The equilibrium equation of the girder:

$$\Sigma Z = \int_{F_{clip}} \sigma_{z1} \cdot dF - \int_{F_{clip}} (\sigma_{z1} + d\sigma_{z1}) \cdot dF + dT = 0.$$

Here

$$dT = \int_{F_{clip}} d\sigma_{z1} \cdot dF = \int_{F_{clip}} \frac{dM_x}{I_x} \cdot y_1 \cdot dF = \frac{dM_x}{I_x} \cdot S_x^{clip},$$

where the integration is performed only over the severed part of the cross sectional area of F_{clip} beams (the shaded area in Fig. 4,c); S_x^{clip} – static moment of inertia of cross sectional area dF of about the neutral axis x :

$$S_x^{clip} = \int_{F_{clip}} y_1 \cdot dF.$$

Assume that the tangential stress (τ_{yz}), which arises in longitudinal section beams, distributed uniformly over its width (b_y). Then:

$$dT = \tau_{yz} \cdot b_y \cdot dz.$$

Considering that $\tau_{yz} = \tau_{zy}$, the tangential stress (τ_{zy}) in the points in the cross section beams at a distance y from the neutral axis x , can be calculated:

$$\tau_{yz} = \frac{dM_x}{dz} \cdot \frac{S_x^{clip}}{I_x \cdot b_y}, \text{ where } \frac{dM_x}{dz} = Q_y, \tau_{zy} = \frac{Q_y \cdot S_x^{clip}}{I_x \cdot b_y}.$$

Longitudinal strain and stress have a major importance in the flexural deformation in a solid and glued laminated tool bar, as shown in [8]. We can assume that the tangential stress and normal stresses from deformation along the other axes are missing: $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$.

We believe that the core layers operate only shear and that the longitudinal displacement of points r_i ($i = 1, 2, \dots$ where n – number of the layer) on each sheet of thickness are the same. We obtain from the equilibrium conditions for the laminated section [7]:

$$\left. \begin{aligned} E \cdot h \cdot \frac{\partial^2 R_1}{\partial x^2} &= \frac{G}{\delta} \cdot (2R_1 - R_2 - R_n); \\ E \cdot h \cdot \frac{\partial^2 R_2}{\partial x^2} &= \frac{G}{\delta} \cdot (2R_2 - R_1 - R_3); \\ &\dots\dots\dots \\ E \cdot h \cdot \frac{\partial^2 R_i}{\partial x^2} &= \frac{G}{\delta} \cdot (2R_i - R_{i-1} - R_{i+1}); \\ &\dots\dots\dots \\ E \cdot h \cdot \frac{\partial^2 R_n}{\partial x^2} &= \frac{G}{\delta} \cdot (2R_n - R_{n-1} - R_1), \end{aligned} \right\} (2)$$

where E – effective elastic modulus for the electrical steel sheet in the longitudinal direction (Unge modulus), $E = 2 \cdot 10^5$ MPa; G – the shear modulus in the stacked structure (in the «glued layer»), $G = 79,3 \cdot 10^3$ MPa.

We shall seek solution of the system of equations (2) as the dependence:

$$R_i = A_i(y) \cdot e^{\lambda x}, \quad (3)$$

where $A_i(y)$ – the amplitude of the movement of the stacked structure along the axis y ; λ – a constant which depends on the material (first Lamé parameter).

For a particular material λ expressed by Unge modulus E and Poisson's ratio ν :

$$\lambda = \frac{\nu \cdot E}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)}.$$

After a few solution transformations the following can be represented:

$$R_i = A_{i0} + B_{i0} \cdot x + \sum_{k=1}^{n-1} (A_{ik} \cdot e^{\lambda_k \cdot x} + B_{ik} \cdot e^{-\lambda_k \cdot x}), \quad (4)$$

where $A_{ik}(y)$ and $B_{ik}(y)$ – the function-coordinates of points along the y axis y in a quantity $2n^2$.

The expressions for A_{ik} and B_{ik} present with the use of the coefficient B_0 :

$$A_{ik} = B_0 \cdot a_k; \quad B_{ik} = B_0 \cdot b_k, \quad (5)$$

where a_k and b_k – the numerical coefficients.

The solution of system (4) can finally be written:

$$R_i = A_0(y) + B_0(y) \cdot x + B_0(y) \cdot \sum_{k=1}^{n-1} a_{ik} \cdot (a_k \cdot e^{\lambda_k \cdot x} + b_k \cdot e^{-\lambda_k \cdot x}). \quad (6)$$

The average cross-section of each sheet is not corrected due to the symmetry of the tensions distribution. Therefore, we can write for the case of even n :

$$R_{n/2}(0, y) = 0; \quad R_{(n/2)+1}(l/n, y) = \alpha \cdot y. \quad (7)$$

The function $B_0(y)$ is a linear function of the coordinates y according to the equation (10). The dependence of the $B_0(y)$ expressed in terms of stress, rather than through the angular movement.

It can be concluded from the relation (6), which in laminated beams, as in the continuous beams, tensions adjustment section is distributed linearly. Then the function $B_0(y)$ can be represented:

$$B_0(y) = C \cdot y, \quad (8)$$

where C – the coefficient of proportionality.

We determine its meaning, assuming that the bending moment along the length of the beam is constant:

$$2E \cdot h \cdot \sum_{i=1}^n \int_0^{H/2} \frac{\partial R_i}{\partial x} \cdot y \cdot dy =$$

$$= 2E \cdot h \cdot \int_0^{H/2} n \cdot C \cdot y^2 \cdot dy = \frac{h \cdot n \cdot H^2}{6} \cdot \sigma_0, \quad (9)$$

where σ_0 – the maximum value of the bending stress in the continuous bar in the same section as laminated beams, and the same value of the bending moment. Then:

$$C = \frac{2\sigma_0}{E \cdot H}. \quad (10)$$

The shear stresses in the insulating layer will be the greatest in the corners of the steel sheets, [8]:

$$\tau'_{\max} = -\frac{G}{\delta} \cdot [R_1(0) - R_n(0)]$$

$$\tau''_{\max} = -\frac{G}{\delta} \cdot [R_1(0) - R_2(0)] \quad (11)$$

If we assume that the relative displacement along the x axis for the two points of outer surface of located at a distance l from one another for a continuous beam at $y = H/2$ is:

$$\Delta R_0 = \frac{\sigma_0 \cdot l}{E}, \quad (12)$$

then laminated to the bar is the offset that can be presented subject to the availability of the axial displacement of the joints of two successive sheets in a layer (the first three summands), and the presence of the relative displacement of the edges of the sheet (last summand):

$$\Delta R = 2R_1\left(0, \frac{H}{2}\right) - R_2\left(0, \frac{H}{2}\right) - R_n\left(0, \frac{H}{2}\right) +$$

$$+ \sum_{i=1}^n \int_0^{l/n} \frac{\partial R_i(x, \frac{H}{2})}{\partial x} \cdot dx. \quad (13)$$

From equations (5), (6), (12) it follows that:

$$\sum_{i=1}^n A_{ik} = 0, \quad \sum_{i=1}^n B_{ik} = 0. \quad (14)$$

Then on the grounds of (9) and (13):

$$\sum_{i=1}^n \int_0^{l/n} \frac{\partial R_i(x, \frac{H}{2})}{\partial x} \cdot dx = \int_0^{l/n} \frac{n \cdot \sigma_0}{E} \cdot dx = \frac{\sigma_0 \cdot l}{E}. \quad (15)$$

The ratio of $\Delta R/\Delta R_0$ characterizes increase flexural laminated steel bar compliance compared with a solid rod in the same cross-sectional. Consider the three schemes laying steel sheets lapped by 1/2, 1/3 and 1/4 of the sheet (respectively, $n = 2, 3, 4$). Finally, we get:

$$1) n = 2, \quad \frac{\Delta R}{\Delta R_0} = 1 + \frac{4}{\lambda \cdot l}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{4G}{E \cdot h \cdot \delta}},$$

$$\left| \tau'_{\max} \right| = \left| \tau''_{\max} \right| = \frac{2G \cdot \sigma_0}{\lambda \cdot E \cdot \delta},$$

$$2) n = 3, \quad \frac{\Delta R}{\Delta R_0} = 1 + \frac{3}{\lambda \cdot l}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{3G}{E \cdot h \cdot \delta}},$$

$$\left| \tau'_{\max} \right| = \left| \tau''_{\max} \right| = \frac{3G \cdot \sigma_0}{\lambda \cdot E \cdot \delta}, \quad (16)$$

$$3) n = 4, \quad \frac{\Delta R}{\Delta R_0} = 1 + \frac{8}{l \cdot (\lambda_1 + 2\lambda_2)},$$

$$\lambda_1 = \sqrt{\frac{4G}{E \cdot h \cdot \delta}}, \quad \lambda_2 = \sqrt{\frac{2G}{E \cdot h \cdot \delta}},$$

$$\left| \tau'_{\max} \right| = \frac{6G \cdot \sigma_0}{E \cdot \delta \cdot (\lambda_1 + 2\lambda_2)}, \quad \left| \tau''_{\max} \right| = \frac{2G \cdot \sigma_0}{E \cdot \delta \cdot (\lambda_1 + 2\lambda_2)}.$$

Thus, the relative pliability laminated timber ($\Delta R/\Delta R_0$) are determined by the longitudinal length and the thickness of sheet, method of laying, the strength characteristics of steel and the thickness of the insulating layer. The pliability decreases with an increasing length of the sheet. This dependence to the insulation layer is not present. And maximum tangential stress is proportional to the maximum bending stress in the steel.

If laminated core packets are not glued and are pressed only by uniform pressure p_0 , the bending deformations cause the slip of sheet steel in the area of junctions (Fig. 5).

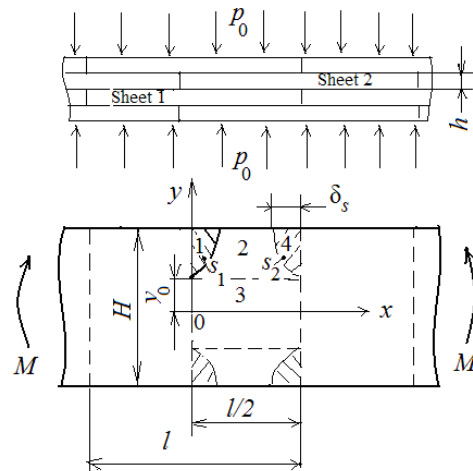


Fig. 5. The bar that is laminated and pressed

Sliding is present in zones 1 and 4 (in zones 2 and 3, sliding is not) when sheets are stacked with overlapping on the 1/2 of sheet:

- in zones 1 and 4:

$$\frac{\partial^2 R_1}{\partial x^2} = -\frac{2f \cdot p_0}{E \cdot h}, \quad \frac{\partial^2 R_2}{\partial x^2} = \frac{2f \cdot p_0}{E \cdot h}, \quad (17)$$

- in zones 2 and 3:

$$\frac{\partial^2 R_1}{\partial x^2} = \frac{2G}{E \cdot h \cdot \delta} \cdot (R_1 - R_2), \quad \frac{\partial^2 R_2}{\partial x^2} = -\frac{2G}{E \cdot h \cdot \delta} \cdot (R_1 - R_2), \quad (18)$$

where f – coefficient friction of sliding steel on steel.

Consider a turbogenerator TGV-225-2. Let us substitute in the formula (17) such values as $E=2 \cdot 10^5$ MPa, $\delta=0,3$ mm, $h=0,5$ mm, $l = 40$ mm, $G=79,3 \cdot 10^2$ MPa. The number of layers selected for calculation is equal to $n=2,3,4$. The calculation results are shown in Table 1.

Table 1

The maximum bending stress in the laminated core			
n	H , mm	$\Delta R/\Delta R_0$	T_{\max} , kH/m ²
2	1.0	1.027	900
3	1.5	1.024	800
4	2.0	1.023	400

The solution of equations (17) and (18) shown later (the first index – the number of the sheet, the second – the number of the zone where bending occurs):

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{11} = -\frac{f \cdot p}{E \cdot h} \cdot x^2 + C_1 \cdot x + C_2; \\ R_{14} = -\frac{f \cdot p}{E \cdot h} \cdot x^2 + C_1' \cdot x + C_2'; \\ R_{21} = \frac{f \cdot p}{E \cdot h} \cdot x^2 + D_1 \cdot x + D_2; \\ R_{24} = \frac{f \cdot p}{E \cdot h} \cdot x^2 + D_1' \cdot x + D_2'; \\ R_{12} = A_0 + B_0 \cdot x + A_1 \cdot \varepsilon^{\lambda x} + B_1 \cdot \varepsilon^{-\lambda x}; \\ R_{22} = A_0 + B_0 \cdot x - A_1 \cdot \varepsilon^{\lambda x} - B_1 \cdot \varepsilon^{-\lambda x}; \\ R_{13} = A_0' + B_0' \cdot x + A_1' \cdot \varepsilon^{\lambda x}; \\ R_{23} = A_0' + B_0' \cdot x + A_1' \cdot \varepsilon^{\lambda x} + B_1' \cdot \varepsilon^{-\lambda x}; \end{array} \right. \quad (19)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{4G}{E \cdot h \cdot \delta}},$$

where ε – the elastic deformation of the sample, which causes a voltage (it equals the ratio of change of the sample size after deformation to its initial size).

Most commonly the relationship between stress and deformation is linear (Hooke's law): $\sigma = \varepsilon \cdot E$.

The values of the coefficients of equations (19) can be obtained from the condition that the deformation is symmetrical, using the boundary conditions (20) and the conditions at the zones boundaries of sliding (21):

$$\left. \begin{array}{l} \frac{\partial R_{23}}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{\partial R_{21}}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0; \\ \frac{\partial R_{14}}{\partial x} \Big|_{x=\frac{l}{2}} = \frac{\partial R_{13}}{\partial x} \Big|_{x=\frac{l}{2}} = 0; \\ R_{11} \Big|_{s1} = R_{12} \Big|_{s2}; \quad R_{12} \Big|_{s2} = R_{14} \Big|_{s2}; \\ R_{21} \Big|_{s1} = R_{22} \Big|_{s1}; \quad R_{22} \Big|_{s2} = R_{24} \Big|_{s2}; \\ \frac{\partial R_{11}}{\partial x} \Big|_{s1} = \frac{\partial R_{12}}{\partial x} \Big|_{s1}; \quad \frac{\partial R_{12}}{\partial x} \Big|_{s2} = \frac{\partial R_{14}}{\partial x} \Big|_{s2}; \\ \frac{\partial R_{21}}{\partial x} \Big|_{s1} = \frac{\partial R_{22}}{\partial x} \Big|_{s1}; \quad \frac{\partial R_{22}}{\partial x} \Big|_{s2} = \frac{\partial R_{24}}{\partial x} \Big|_{s2}; \\ -\frac{G}{\delta} \cdot (R_{11} - R_{21}) \Big|_{s1} = f \cdot p; \\ -\frac{G}{\delta} \cdot (R_{14} - R_{24}) \Big|_{s2} = f \cdot p. \end{array} \right. \quad (20)$$

where α – angular deformation (rotation angle of a bar cross-sections at a height y from the middle cross section), degrees:

$$\begin{aligned} \alpha \cdot y &= \frac{f \cdot p_0}{E \cdot h} \cdot (l + 2x_1) \cdot x_1 - \\ & - \frac{f \cdot p_0 \cdot \delta \cdot \lambda \cdot \left(\varepsilon^{\lambda x_1} - \varepsilon^{\frac{\lambda \cdot l}{2}} \cdot \varepsilon^{-\lambda x_1} \right)}{2G \cdot \left(\varepsilon^{\lambda x_1} + \varepsilon^{\frac{\lambda \cdot l}{2}} \cdot \varepsilon^{-\lambda x_1} \right)} \cdot \left(\frac{l}{2} + 2x_1 \right) + \\ & + \frac{f \cdot p_0 \cdot \delta}{G} \approx \frac{f \cdot p_0}{E \cdot h} \cdot (l + 2x_1) \cdot x_1 + \\ & + \frac{f \cdot p_0 \cdot \delta}{G} \cdot \left(1 + \frac{\lambda \cdot l}{4} + \lambda \cdot x_1 \right); \end{aligned} \quad (22)$$

$$x_2 = \frac{l}{2} - x_1.$$

From the side of the equation (22), which is indicated by (\approx), we will find:

$$x_1 = -\frac{\lambda \cdot l + 4}{4\lambda} + \sqrt{\frac{\lambda^2 \cdot l^2 - 16}{16\lambda^2} + \frac{2G}{f \cdot p_0 \cdot \delta \cdot \pi^2}} \cdot \alpha \cdot y. \quad (23)$$

From here the maximum width the zone of sliding α is determined depending on the pressing pressure p_0 and the amount of the angular deformation bend of laminated element for a specific material, whose parameters are given values of E, G, f and dimensions of the steel sheets (H, h, δ):

$$\begin{aligned} b_s &= x_1 \cdot \left(\frac{H}{2} \right) = -\frac{\lambda \cdot l}{4\lambda} + \\ & + \frac{1}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\lambda^2 \cdot l^2 - 16}{16\lambda^2} + \frac{G \cdot H}{f \cdot p_0 \cdot \delta}} \cdot \alpha. \end{aligned} \quad (24)$$

Let us substitute into the equation (23) the value of $x_1 = 0$ to obtain the coordinates of the lower point of the zone of sliding y_0 (Fig. 2):

$$y_0 = \frac{f \cdot p_0 \cdot \delta}{\alpha \cdot G} \cdot \left(1 + \frac{\lambda \cdot l}{4} \right). \quad (25)$$

If $y_0 \geq h/2$, that the sliding of sheet is virtually absent, and angular deformation α can be determined in this case as:

$$\alpha = \alpha_n = \frac{2f \cdot p_0 \cdot \delta}{G \cdot H} \cdot \left(1 + \frac{\lambda \cdot l}{4} \right), \quad (26)$$

where α_n – angular deformation (rotation angle of the n -th plate in a section of the rod at the height y from the middle cross section), degrees.

We introduce auxiliary coefficients:

$$a = \frac{2G \cdot H}{f \cdot p_0 \cdot \delta \cdot \lambda^2}, \quad b = \frac{\lambda^2 \cdot l^2}{16\lambda^2}.$$

The total bending moment $M(\alpha)$ for the two sections of adjacent sheets does not depend on the position of the point of consideration (does not depend on the coordinate x).

Moment depends only on the angular deformations α :

$$\begin{aligned} M(\alpha) &= 2h \cdot E \cdot \int_0^{H/2} \left(\frac{\partial R_1}{\partial x} + \frac{\partial R_2}{\partial x} \right) \cdot y \cdot dy = \\ &= 4h \cdot E \cdot \left(\int_0^{y_2} B_0' \cdot y \cdot dy + \int_{y_0}^{H/2} B_0 \cdot y \cdot dy \right) = \\ &= \frac{8h \cdot E \cdot \lambda}{3(4 + \lambda \cdot l)} \cdot \alpha \cdot y_0^5 - f \cdot l \cdot \left(\frac{H^2}{4} - y_0^2 \right) + \\ &+ \frac{16f \cdot p_0}{15\alpha^2} (3a \cdot y - 2b) \cdot \sqrt{(b + a \cdot y)^3} \Big|_{y_0}^{H/2}. \end{aligned} \quad (27)$$

For continuous a bar of the same dimensions:

$$M_0 = \frac{E \cdot h \cdot H^3}{3l} \cdot \alpha_0. \quad (28)$$

If necessary to consider only the α and the angular deformation of the system there is no relative sliding, the bending moment in the angular area of deformations can be calculated:

$$M(\alpha) = \frac{E \cdot h \cdot \lambda \cdot H^3}{3(4 + \lambda \cdot l)} \cdot \alpha. \quad (29)$$

The relative increase in the flexural suppleness laminated element can be calculated as the ratio of $M(\alpha)$ to

M_0 (based on the presence of the insulation between the sheets and the possible the relative sliding of the sheets):

$$\frac{\alpha}{\alpha_0} = \frac{E \cdot h \cdot H^3 \cdot \alpha}{3l \cdot M(\alpha)}. \quad (30)$$

If in (30) substitute the value of $M(\alpha)$ from (29), the relative change in the flexural compliance laminated element can be represented by:

$$\frac{\alpha}{\alpha_0} = 1 + \frac{4}{\lambda \cdot l}.$$

Therefore, the relative change in the flexural compliance laminated element does not depend on α .

Conclusions:

1. The results of the calculation of the flexural deformation of the laminated core of turbogenerator based on the compliance of the insulating cover sheet active steel are obtained. These calculations allow making a conclusion that the flexural rigidity of the core in the glued cores of turbogenerators decreases slightly, no more than 3 %. Therefore the modulus of elasticity of glued laminated of the core is reduced by no more than 3 % compared to module of monolithic steel. In the not-bonded cores in which interconnection is provided only the pressing of sheets, stiffness decreases with increasing the flexural deformation.

2. The selection of the compaction pressure of the laminated core should be carried out based on the possible slip of sheets when vibration occurs, also taking into account knowledge of strength the adhesive layer and safe limits of relative sliding. Correctly selected compression effort reduces the relative sliding of the sheets in the package:

- the relative sliding of the laminated core sheets exists on the width not more than 2 mm ($b_s < 2$ mm) in the joint area when pressure of pressing is $p_0 \geq 1$ MPa and a amplitude of radial oscillations of vibration that do not exceed $A \leq 20$ mkm. The effect of relative sliding sheet decreases a little the bending stiffness of the core in this case, not more than 1 %:

- the relative sliding of the core sheets is practically absent in this range of vibrations and with compacting pressure $p_0 \geq 1,5$ MPa. Accordingly, weakening the pressure in the core leads to an increase of vibration, to a reduce of the bending rigidity, to a reduce of the bending rigidity, to an increase of the relative sliding sheets (up to 10 mm), to an abrasion of insulating coating of sheet active steel, to the connection of adjacent sheets, to increased losses in the steel, to heat until the «fire in the steel». Gluing laminated core sheets reduces the impact of this phenomenon.

3. Due to the presence the struts of radial ventilation the uneven pressure distribution arises after pressing, which can be neglected. This can be done, because this unevenness may be compensated in the glued packages with the help of binder materials, a shift steel sheets in packs without gluing only in a narrow region near the joints sheets sufficiently wide range of pressures. Ventilation spacers which establish beside the joints of sheets support the local increase of the pressure and decrease the slip zone. If the spacers are installed far away from the joints of sheets, they reduce the bending stiffness of the core and they extend the relative sliding zone.

4. Wear insulating layer between sheets of laminated core can be neglected, because:

- during the exploitation the pressure pressing cores decreases, which reduces the intensity of wear of the insulating layer;

- in areas where an insulating layer is erased, the products of wear are not removed but accumulated, and continue to perform the insulation function;

- during an operating process, the lacquer polymerization process that isolates, is continuing, which increases gluing of active steel sheets, increases the bending stiffness, reduces the vibration.

5. As a result it can be concluded that the period of exploitation of turbogenerators may be not less than 50 years, and not 20-25 years as previously thought, [4, 5]. This conclusion can be fundamental in determining possibility of extending the time of exploitation of the turbogenerators.

REFERENCES

1. Shevchenko V.V. Methods of quantitative assessment of technical condition electrical equipment to determine the need for its rehabilitation or replacement. *Collected materials of the Int. sci.-pract. conf. «Modern trends in the MRO. Diagnostics of equipment of mining and metallurgical and energy complexes (PBMCs)»*, 10-12 September 2015, pp. 39-42. (Rus).
2. Vasilev V.S., Johansen V.I. Experience and projects construction of deep modernization of powerful turbogenerators stator in the conditions of power. *Electrical Appliances 2003: Abstracts of the conference*. St. Petersburg, Electrosila, 2003. pp. 9-12. (Rus).
3. Shevchenko V.V., Minko A.N. Modernization of constructions domestic turbogenerators taking into account the requirements to maintain their competitiveness. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2014, no.38(1081), pp. 146-155. (Rus).
4. Warsawskiy G.Y. Influence segments and laminating the stator iron on the magnetic vibration of electrical machines AC. *St. Petersburg: Collected Electrosila*, 1989, no.37, pp. 42-45. (Rus).
5. Vaskovskiy Yu.N., Shumilov Yu.A., Shtogrin A.V. Analysis of vibration-exciting axial forces in a powerful turbo-generator stator core. *Electrical engineering & electromechanics*, 2009, no.2, pp. 21-26. (Rus). doi: 10.20998/2074-272x.2009.2.04.
6. Geller P.L., Burak A.M., Sinayuk S.L. Indicators of active stator turbogenerator packages strength steel, which are glued. *Dynamics and strength of powerful turbo- and hydrogenerators. – Collected USRIE*, 1987, pp. 9-14. (Rus).
7. Johansen V.I. The effect on the rigidity of the stator core turbogenerator pasting active steel. *Leningrad: Collection «Methods for calculating the turbo- and hydrogenerators»*, 1975, no.95, p. 103. (Rus).
8. Johansen V.I., Storozhev V.D. Calculation of the mechanical characteristics of the bonded electrical steel packages. *Leningrad: Collection Electrosila*, 1976, no.31, pp. 102-105. (Rus).

Received 25.04.2016

V.V. Shevchenko, Candidate of Technical Science, Associate Professor,
National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
21, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.
phone +380 50 407845, e-mail: zurbagan_@mail.ru

В.В. Будашко

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ КЕРУВАННЯ СУДНОВИМ ДВОМАСОВИМ ЕЛЕКТРОПРИВОДОМ

На підставі теоретичних і практичних досліджень двомасового електроприводу суднової вантажної системи рефрижераторного судна, в роботі вирішена науково-технічна проблема вдосконалення системи керування електроприводом впродовж впливу на нього різновекторних збурень. Результатом виконаних досліджень є поєднання рівнянь, що описують переміщення вантажу механізмом підйому рамки утримувача палет, в систему диференціальних рівнянь з коефіцієнтами, залежними від коливань судна. У теоретичній частині синтезовано математичну модель електромеханічної системи механізму підйому, що дало змогу дослідити способи мінімізації кутів розгойдування і часових інтервалів, необхідних для стабілізації переміщення вантажу двохмасовим електроприводом механізму підйому, що дозволило у непрямий спосіб імплементувати сигнал, пов'язаний зі стохастичною природою моменту коливання судна, на координатну площину електроприводу підйому. Також удосконалено та досліджено спосіб параметричної оптимізації математичної моделі електромеханічної системи в функції кута розгойдування вантажу. На підставі визначення структури та алгоритмів роботи підвищена ефективність системи керування двохмасовим електроприводом механізму підйому з точки зору зменшення часу стабілізації рухомого вантажу. Бібл. 15, рис. 9.

Ключові слова: судновий двомасовий електропривод, система керування, розгойдування вантажу, математичне моделювання, удосконалення, адаптивність, стабілізація.

На основании теоретических и практических исследований двухмассового электропривода судовой грузовой системы рефрижераторного судна, в работе решена научно-техническая проблема усовершенствования системы управления электроприводом, находящегося под разновекторными возмущениями. Результатом выполненных исследований является объединение уравнений, описывающих перемещение груза механизмом подъема рамки держателя палет, в систему дифференциальных уравнений с коэффициентами, зависящими от колебаний судна. В теоретической части синтезирована математическая модель электромеханической системы механизма подъема, что позволило исследовать способы минимизации углов раскачивания рамки держателя палет и временных интервалов, необходимых для стабилизации перемещения груза двухмассовым электроприводом механизма подъема, что дало возможность косвенно имплементировать сигнал, связанный со стохастической природой момента колебания судна, на координатную плоскость электропривода подъема. Также усовершенствован и исследован способ параметрической оптимизации математической модели электромеханической системы в функции угла раскачивания груза. На основании определения структуры и алгоритмов работы повышена эффективность системы управления двухмассовым электроприводом механизма подъема с точки зрения уменьшения времени стабилизации перемещаемого груза. Библ. 15, рис. 9.

Ключевые слова: судовой двухмассовый электропривод, система управления, раскачивание груза, математическое моделирование, усовершенствование, адаптивность, стабилизация.

Вступ. Існує ряд суднових підйомно-транспортних механізмів (ПТМ), на яких встановлюються тиристорні електроприводи постійного або змінного струму: потужні мостові крани, перевантажувачі, високопродуктивні баштові крани. Для таких механізмів завдання мінімізації розгойдування вантажу можна ефективно вирішувати шляхом формування спеціальних законів керування електроприводом, оскільки системи керування (СК) побудовані за гнучкою технологією. В даний час існує ряд рішень, які дозволяють знизити механічні коливання вантажу [1]. Ці рішення спрямовані на обмеження прискорень в перехідному процесі та отримання плавної зміни контрольованого параметру. До таких рішень можна віднести використання задавачів інтенсивності, застосування фільтрів на виходах регуляторів, введення зворотних зв'язків по похідним контрольованих параметрів, зміну коефіцієнтів передачі регуляторів, регулювання часу пуску і гальмування [2]. При використанні перерахованих способів значне обмеження розгойдування вантажу досягається шляхом істотного збільшення часу перехідних процесів переміщення вантажу, що призводить до зменшення продуктивності механізмів. Існує необхідність розробки таких систем керування електроприводами ПТМ, використання яких дозволить найбільш ефективно обмежувати коливання вантажу при високій продуктивності елект-

роприводу і можливості гнучкого управління механізмами із застосуванням регресивних методів [3].

Дослідження проводяться в рамках науково-дослідної держбюджетної роботи «Концепції, технології та напрямки удосконалення суднових енергетичних установок (СЕУ) комбінованих пропульсивних комплексів» (КПК) Національного університету «Одеська морська академія» (державний реєстраційний номер 0114U000340).

Постановка задачі. Для суднових ПТМ особливим експлуатаційним режимом є такий, в якому є потреба зміни принципу управління продовж процесу підйому вантажу, що пов'язано, насамперед, із постійним впливом на об'єкт автоматичного керування (ОАК) докільця. При чому, під ОАК розуміється підсистема, сформована для виконання таких умов: СК дозволяє цілеспрямовано змінювати значення керованих величин з певною періодичністю; цілеспрямоване коригування керованих величин оцінюється за допомогою вимірів в реальному масштабі часу. Безаварійне протікання різних технологічних, виробничих і транспортних процесів може бути забезпечено лише тоді, коли ті чи інші суттєві для цих процесів фізичні величини змінюються певним чином. Завдання дотримання позиції полягає в забезпеченні практичної зміни керованої величини відповідно до заданої дії

© В.В. Будашко

при впливі збурення на процес керування. Узагальнено будь-яку систему автоматичного керування (САК) можна побудувати з двох функціонально-закінчених підсистем: ОАК і пристрою автоматичного керування (ПАК), з'єднаних між собою відповідно до використовуваного принципу керування.

САК, що виконують протирозгойдувані функції підрозділяються на дві основні групи: із замкнутим і розімкнутим контурами керування [4]. Перші засновано на сигналах зворотного зв'язку від поточного навантаження, кутового відхилення, положення елементів електроприводу і його швидкості, які вимірюються за допомогою додаткових датчиків. Системи з відкритим контуром працюють із застосуванням попередження факту виходу контрольованого параметру за межі, та їх принцип дії засновано на спробі усунути похибку до того, як вона відбувається.

На цей час існують різні підходи щодо пом'якшення наслідків виходу вантажу що переміщується із усталеного стану. У [5] застосовано інтелектуальний підхід із введенням сформованого сигналу, щоб запобігти розгойдуванню, так званий метод компенсації із похідною, пропорційною контрольованому параметру. Аналогічний принцип керування із застосуванням нейронного контролера, заснованого на принципі компенсації невизначеності було запропоновано у [6]. Управління на основі спостерігача було розроблено і випробувано у реальному мостовому крані [7]. У [8], при дослідженні двовимірної моделі порталного крану із *PD fuzzy*-контролером, було використано затримання сигналу зворотного зв'язку із компенсацією сформованого вхідного сигналу похибки.

Метою статті є підвищення ефективності процесу керування електроприводом суднового вантажопідйомного механізму, як електромеханічного об'єкту, в найбільш залежній від положення судна площині з метою зменшення часу експлуатаційних простоїв.

Для досягнення зазначеної мети в роботі необхідно розв'язати такі задачі:

- проаналізувати сучасні дослідження, присвячені зменшенню негативних наслідків коливань вантажу, закріпленого на підвісі зі змінними параметрами;
- визначити критерії оптимізації законів керування рухом механізмів підйому і переміщення, при яких коливання вантажу зменшуються;
- розробити методику проведення експерименту і дослідити основні характеристики рухомої моделі електроприводу механізму підйому з підвищенням на ньому вантажем з точки зору параметризації як самої САК, так і елементів ПАК;
- на основі проведених досліджень запропонувати функціональну схему САК рухом механізмів підйому і переміщення, працюючих у синергізмі, і показати позитивні сторони від застосування СК з подальшою перспективою їх інтеграції у будь-який технологічний процес, пов'язаний із судновими вантажно-розвантажувальними роботами та змінами експлуатаційних режимів.

Об'єкт дослідження – процеси управління двомасовим електроприводом вантажно-розвантажувальної системи судна.

Предмет дослідження – структурні схеми та петроворення систем автоматичного керування судновими вантажно-підйомними електроприводами змінного струму.

Методи досліджень. Для реалізації поставлених завдань при проведенні досліджень будуть використовуватися методи математичного моделювання динамічних процесів на комп'ютері, структурні методи теорії автоматичного управління, експериментальні дослідження на лабораторній установці.

На цьому етапі необхідно зауважити, що дестабілізація руху ПТМ залежить насамперед від неузгодження процесів керування у самій САК з іншими технологічними процесами на судні, як об'єкту, що знаходиться під впливом доквілля. А якщо розглядати СЕУ КПК у режимі динамічного позиціонування (*DP*), то не враховувати дестабілізаційні чинники є прямим шляхом у невирішеність проблеми розгойдування вантажів взагалі [9, 10].

Аналізуючи, наприклад, стійкість по Ляпунову, в першу чергу необхідно приділяти увагу опису СК просторовими рівняннями з урахуванням збурюючих чинників доквілля, що впливає на КПК. Тобто, можна констатувати за потрібне удосконалення методів Ляпунова, оскільки визначення стійкості динамічної системи, якою є САК, без урахування впливу на неї поведінки КПК, не має сенсу [11].

Існує багато критеріїв стійкості САК, але, для КПК взагалі і для СЕУ зокрема, як для керованих об'єктів, характерна нелінійна нестационарна структура, що накладає обмеження на застосування цих критеріїв для інваріантних у часі нелінійних САК судновими вантажно-підйомними механізмами (ВПМ). Тому, хоча другий метод Ляпунова, з іншого боку, і посягає на універсальність, і є необхідною умовою для аналізу стабільності нелінійних динамічних САК, точні рішення від його застосування годі й чекати, бо вони можуть бути недосяжними, а отримання успішного результату може бути нелегким завданням, якщо не сказати – нездійсненим [12].

Наступним є той факт, що для стаціонарних лінеаризованих САК властива проблема оптимізації коефіцієнтів передачі регуляторів з одночасним дотриманням продуктивності всього електроприводу, як частини СЕУ КПК. Це досягається шляхом послідовного ітераційного зменшення коефіцієнтів передачі за методом Ляпунова, як правило, використовуючи диференційні рівняння, записані у формі матриць лінійних нерівностей, щоб гарантувати продуктивність електроприводу [13]. Чисельні приклади показують, що метод є ефективним при ідентифікації контролерів САК із занадто зниженими коефіцієнтами передачі, які задовольняють типовим обмеженням продуктивності, і що, як основний метод, він може бути розширений для обробки нелінійних САК і контролерів [14].

На рис. 1 представлено фрагмент вантажно-розвантажувальної системи модернізованого рефрижераторного судна, призначеної для забезпечення паралельного основному на верхній палубі, технологічного процесу завантаження палет.

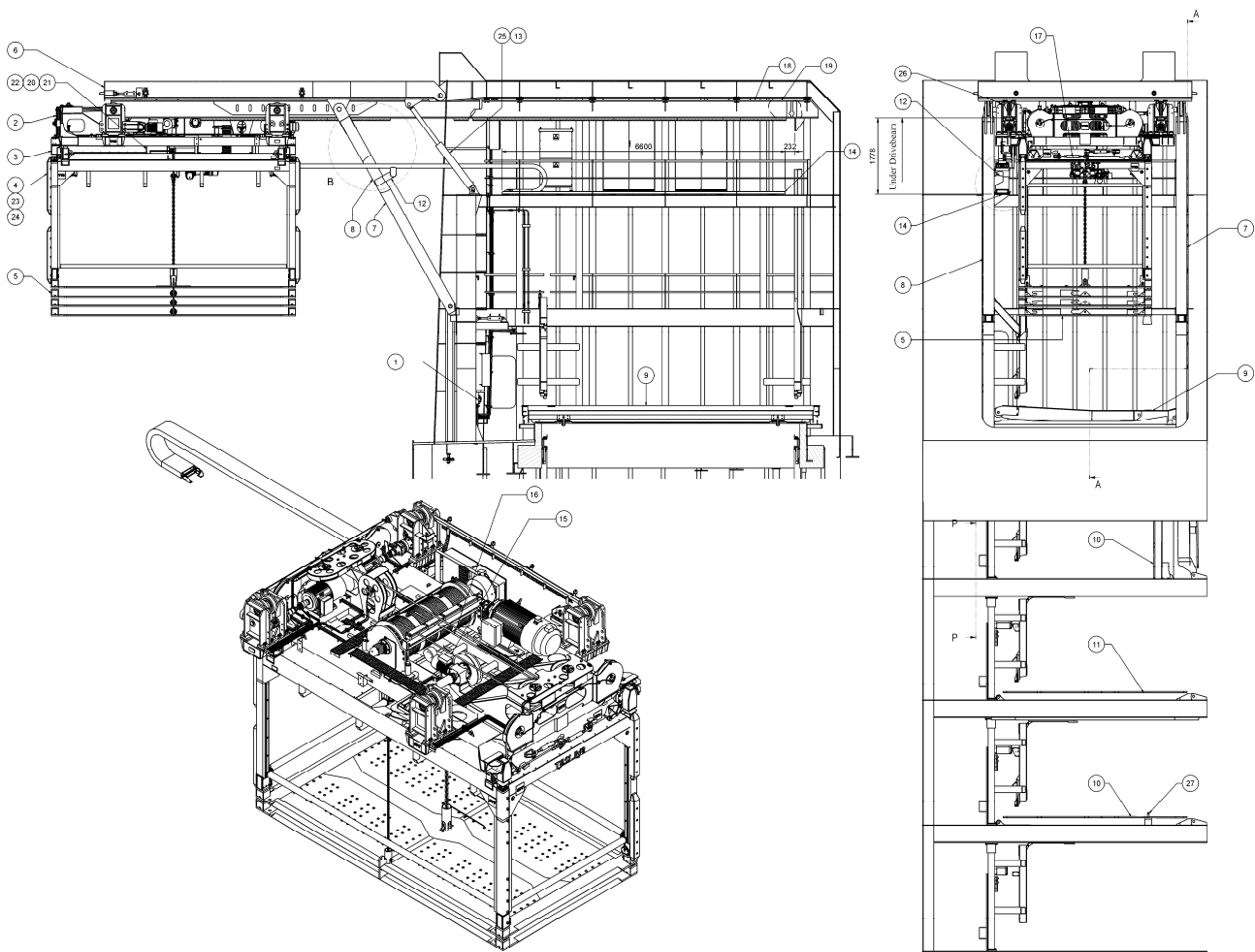


Рис. 1. Вантажно-розвантажувальна система палет рефрижераторного судна: 1 – установка гідравлічна; 2 – металева змонтована конструкція візка; 3 – металева змонтована конструкція розподільника; 4 – клітка; 5 – додаткова нижня пластина; 6-8 – бокові двері; 9 – кришка люка верхньої палуби; 10 – кришка люка другої/четвертої палуби; 11 – кришка люка третьої палуби; 12 – кабель мережі підтримки лівосторонньої збірки; 13 – кронштейн циліндра на палубі; 14 – лоток для кабельного ланцюга; 15, 16 – трос; 17 – фаркоп; 18, 19 – лівий та правий приводи візків, відповідно; 20 – живлячий кабель; 21 – кронштейн кріплення кабелю; 22 – кабельні хомути; 23 – надпотужний роз'єм; 24 – кабельний ввід; 25 – гідравлічний циліндр; 26 – упор для датчика; 27 – вісь; 28 – пластина блокування внутрішньої позиції візка; 29-31 – шайба кріплення приводу Drivebeam; 32 – шайба; 33 – шестигранна самоконтр. гайка; 34 – гвинт головки блоку циліндрів

Рух завантаженої палети характеризується перехідними режимами, що залежать від поведінки судна, тому для його опису, були використані закони керування механізмом підйому з плавно змінним прискоренням. Ідентифікація САК ВПМ палети як стаціонарної можливо при припущенні, що маса палети незмінна протягом її переміщення, тобто накладаються вимоги то загального часу вантажної операції.

Реальне коливання вантажу являє собою досить складний процес, який для практичних розрахунків може бути замінений гармонійним коливальним рухом. Швидкість вертикального переміщення вантажу досить велика. При цьому треба враховувати, що судно здійснює коливальні рухи з частотою, як правило, нижчою, ніж частота коливання вантажу. У результаті швидкість переміщення троса буде дорівнювати алгебраїчній сумі швидкостей переміщення вантажу і точки закріплення троса.

Виконуючи першу і другу задачі на базі рівнянь руху твердого тіла було складено систему рівнянь для визначення відносного вертикального переміщення підвішеної рамки утримувача палети вантажно-розвантажувальної системи рефрижераторного судна (рис. 2). Оскільки такий параметр як вага судна є визначальним у нестационарності КПК і СЕУ зокрема, то параметрами вантажних електроприводів верхньої палуби можна знехтувати. При цьому урахування коливань судна, зміни параметрів СЕУ і КПК взагалі здійснювалося на базі застосування так званих *DMI*-моделей суден в залежності від водотоннажності, збудовуючих чинників і коефіцієнтів передачі всережимних регуляторів, враховуючих перехід судна до іншого експлуатаційного режиму.

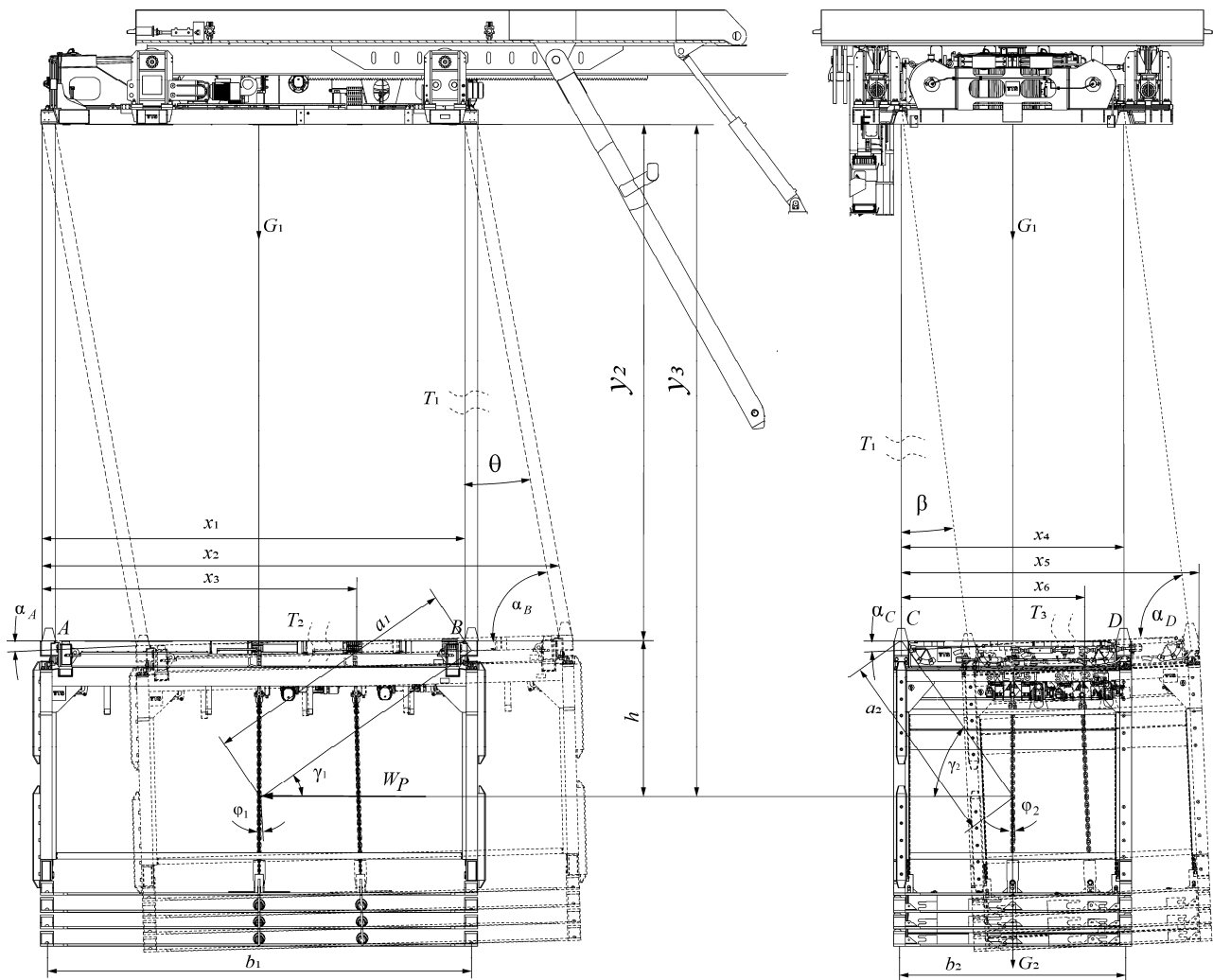


Рис. 2. Схема динаміки руху вантажопідійомного механізму: m_1 – маса вантажопідійомної рамки; F_T – сумарне тягове зусилля; W_P – сила опору руху рамки; T_1 – сила натягу периметральних тросів; T_2, T_3 – сили натягу поперечних тросів; G_1 – сила тяжіння вантажопідійомної рамки; G_2 – сила тяжіння утримувача вантажу (палети); G_3 – сила тяжіння вантажу (палети); $\varphi_{1,2}$ – кут повороту рамки; $\alpha_{A,C}, \alpha_{B,D}$ – кути між вантажем і тросами; θ, β – кути відхилення відповідних тросів від початкового положення; h – вертикальна відстань між точками закріплення тросів і центром тяжіння вантажу; $b_{1,2}$ – відстані між точками закріплення тросів; $a_{1,2}$ – відстані між точками закріплення тросів і центром тяжіння вантажу

$$\begin{cases}
 \ddot{x}_{1,4} = \frac{1}{m_1} (-T_{1,4} \times \sin(\theta, \beta) + F_T - W); \\
 \ddot{y}_1 = 0; \\
 \ddot{x}_{2,5} = \frac{1}{m_2} (T_{1,4} \times \sin(\theta, \beta) - T_{2,3} \times \cos(\alpha_A, \alpha_C) + T_{3,2} \times \cos(\alpha_B, \alpha_D)); \\
 \ddot{y}_2 = \frac{1}{m_2} (T_{1,4} \times \cos(\theta, \beta) - T_{2,3} \times \sin(\alpha_A, \alpha_C) - T_{3,2} \times \sin(\alpha_B, \alpha_D) - G_2); \\
 \ddot{x}_{3,6} = \frac{1}{m_3} (T_{2,3} \times \cos(\alpha_A, \alpha_C) - T_{3,4} \times \cos(\alpha_B, \alpha_D) - W_P); \\
 \ddot{y}_3 = \frac{1}{m_3} (T_{2,3} \times \sin(\alpha_A, \alpha_C) + T_{3,2} \times \sin(\alpha_B, \alpha_D) - G_3); \\
 \varphi_{1,2} = \frac{1}{m_3} (T_{2,3} \times a_{1,2} \times \cos(\alpha_A, \alpha_C - \gamma_{1,2}) - T_{3,4} \times a_{1,2} \times \cos(\alpha_B, \alpha_D - \gamma_{1,2}));
 \end{cases} \quad (1)$$

де: $T_1 = k \times \Delta l_1 + \beta \times \Delta l_1$ – сила натягу периметральних тросів; $k = \frac{E \times S}{l_1}$ – коефіцієнт жорсткості тросу; E – модуль абсолютної пружності матеріалу підвісу; $S = \frac{\pi \times d^2}{4} \times c$ – площа перетину тросу; d – діаметр тросу;

$S = \frac{\pi \times d^2}{4} \times c$ – площа перетину тросу; d – діаметр тросу;

c – коефіцієнт заповнення перетину тросу; $\Delta l_1 = l_1 - l_{10}$ – подовження периметральних тросів; l_1 – довжина периметральних тросів під час руху; l_{10} – довжина периметральних тросів в положенні рівноваги; $\Delta i_1 = \frac{(x_1 - x_2) \times (\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + (y_1 - y_2) \times (\dot{y}_1 - \dot{y}_2)}{\sqrt{(x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2}}$ – швидкість зміни довжини периметральних тросів; β – коефіцієнт втрат енергії; $T_2, T_3 = k \times \Delta l_2, \Delta l_3 + \beta \times \Delta i_2, \Delta i_3$ – сила натягу поперечних тросів; $\Delta l_2, \Delta l_3, \Delta l_5, \Delta l_6 = l_2, l_3, l_5, l_6 - l_{20}, l_{30}, l_{50}, l_{60}$ – зміна довжини поперечних тросів; $l_2, l_3, l_5, l_6 = \sqrt{(x_{2,5} - x_{A,C}, x_{B,D})^2 + (y_2 - y_{A,C}, y_{B,D})^2}$ – довжина поперечних тросів під час руху; $l_{20}, l_{30}, l_{50}, l_{60}$ – довжина поперечних тросів при рівноважному положенні вантажу; $\Delta i_2, \Delta i_3, \Delta i_5, \Delta i_6 = \frac{(2 \times (x_{2,5} - x_{A,C}, x_{B,D}) \times (\dot{x}_{2,5} - \dot{x}_{A,C}, \dot{x}_{B,D}) + (2 \times (y_2 - y_{A,C}, y_{B,D}) \times (\dot{y}_2 - \dot{y}_{A,C}, \dot{y}_{B,D}))}{2 \times \sqrt{(x_{2,5} - x_{A,C}, x_{B,D})^2 + (y_2 - y_{A,C}, y_{B,D})^2}}$ – швидкість подовження поперечних тросів; G_1 – сила тяжіння рамки утримувача палети; G_2 – сила тяжіння траверси; m_3 – маса палети; $\theta, \beta = \arctan\left(\frac{x_{1,4} - \dot{x}_{1,4}}{x_{2,5} - \dot{x}_{2,5}}\right)$ – кут відхилення периметральних тросів від початкового положення; $\alpha_A, \alpha_C = \arcsin\left(\frac{(x_{2,4} - x_{A,C})(y_{B,D} - y_{A,C}) - (x_{A,C} - x_{B,D})(y_2 - y_{A,C})}{b \times l_2}\right)$ – кут між траверсою і вантажем; $\alpha_B, \alpha_D = \arcsin\left(\frac{(x_{2,4} - x_{B,C})(y_{A,C} - y_{B,D}) - (x_{B,D} - x_{A,C})(y_2 - y_{B,D})}{b \times l_3}\right)$ – кут між діаметральною площиною судна і вантажем; $a_{1,2} = \sqrt{h^2 + \left(\frac{b_{1,2}}{2}\right)^2}$ – відстань між центром тяжіння і точками закріплення вантажу у рамці; h – вертикальна відстань між центром тяжіння і точками закріплення вантажу у рамці; $b_{1,2}$ – відстані між точками закріплення вантажу; $W_p = 1000 \times \frac{1}{2} \times \rho \times \dot{x}_{3,6} \times c_A \times n \times b_{1,2} \times h$ – сила опору при русі вантажу; ρ – щільність доквілля; c_A – коефіцієнт урахування аеродинамічної сили; n – перевантажувальна спроможність.

Для синтезу моделі двомасового електроприводу підйому використано інструментальні засоби трьох пакетів системи *MATLAB*: основного *Simulink* (керуюче-інформаційний канал з ПД-регулятором швидкості), а також спеціалізованих *Sim-Power Systems* (віртуальні блоки силового каналу) і *Simulink Response Optimization* (канал оптимізації побудованих ПД-регуляторів). При розробці моделі враховувалися рекомендації та загальні підходи, викладені в роботах [12, 15] (рис. 3).

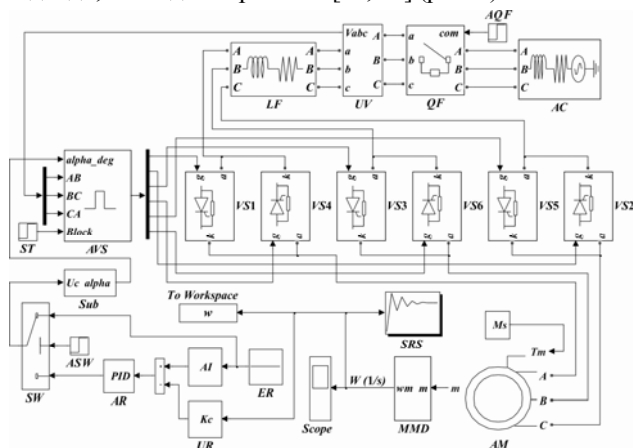


Рис. 3. Комп'ютерна модель експериментальної установки в *Matlab Simulink*

Нижче наведено функціональні призначення блоків моделі, в дужках вказані параметри, які вводяться в поля вікон налаштування елементів: M – асинхронний електродвигун з короткозамкненим ротором (номінальна потужність, лінійна напруга, частота,

активні опори та індуктивності статорної і роторної обмоток, взаємна індуктивність, момент інерції, число пар полюсів); M_s – блок завдання навантаження (величина статичного моменту); $VS1...VS6$ – тиристори тиристорного регулятора напруги (ТРН), включені по два в кожну фазу і з'єднані зустрічно-паралельно (опір у відкритому і закритому станах, падіння напруги на тиристорі); AVS – система імпульсно-фазового керування (СІФК) (частота мережі, ширина керуючих імпульсів); ST – блок дозволу (нульовий сигнал) або заборони (одиничний) на роботу СІФК; Sub – підсистема формування необхідного діапазону кутів управління тиристорами ТРН (мінімальне і максимальне значення); AC – трифазна мережа живлення змінного струму (лінійна напруга, частота, активний опір і індуктивність джерела); QF – автоматичний вимикач (опір в замкнутому і розімкнутому станах); AQF – блок управління автоматом (включення одиничним сигналом, відключення – нульовим); UV – блок датчиків напруги мережі живлення для синхронізації роботи СІФК (лінійні або фазні напруги); LF – трифазний струмообмежувальний реактор для забезпечення електромагнітної сумісності електропривода з мережею (активний опір і індуктивність); ER – блок завдання необхідної швидкості (величина сигналу і час його подачі); AI – задатчик інтенсивності для обмеження прискорення приводу (темп наростання сигналу заданої швидкості); AR – ПД-регулятор швидкості (пропорційна, інтегральна і диференціальна складові, обмеження вихідного сигналу); UR – датчик швидкості для формування негативного зворотного зв'язку

(коефіцієнт передачі); *MMD* – блок виділення контрольованих параметрів (швидкість і момент двигуна); *SRS* – блок оптимізації параметрів ПД-регулятора швидкості (необхідні параметри перехідного процесу); *Scope* – осцилограф для візуалізації контрольованих параметрів (число входів, час моделювання); *To Workspace* – блок виведення значень швидкості в робочу область для подальшої обробки (позначення контрольованого параметра); *SW* – ключ перемикання режимів роботи моделі (числове значення уставки спрацьовування); *ASW* – блок управління ключем (одичний сигнал комує верхній вхід, нульовий – нижній).

Для обробки дискретних чисельних значень експериментальних швидкісних характеристик, взятих з робочої області системи *MatLab*, та визначення коефіцієнтів передавальних функцій САК, було використано інструментальні засоби пакета *Labview*. У нашому випадку отримані наступні значення коефіцієнтів: $b_0 = 6.2334e^9$, $a_1 = 8726.8$, $a_2 = 0.98763e^7$, $a_3 = 4.31234e^8$ – при апроксимації перехідних характеристик третього порядку; $K = 18$, $a_0 = 8.345e^{-7}$, $a_1 = 0.04567$ – в разі апроксимації перехідних характеристик другого порядку.

Наступним кроком дослідження є знаходження залежностей для обчислення складових ПД-регулятора швидкості безградієнтним методом Поувелла в якому обчислення похідних виконується за спрощеними різницею формулами, що забезпечує підвищену швидкість оптимізації. Відповідні формули можна отримати, використовуючи класичну методику, аналогічно системам з підлеглим регулюванням координат, враховуючи залежності (1).

Для третього порядку наближено, нехтуючи складовою полінома знаменника третього ступеня:

$$K_P = \frac{a_2}{a_C T_\mu b_0 K_C}, \quad K_I = \frac{a_3}{a_C T_\mu b_0 K_C}, \quad K_D = \frac{a_1}{a_C T_\mu b_0 K_C},$$

$$K_P = \frac{a_1}{a_C T_\mu K K_C}, \quad K_I = \frac{1}{a_C T_\mu K K_C}, \quad K_D = \frac{a_0}{a_C T_\mu K K_C}, \quad (2)$$

У наведених виразах K_C – коефіцієнт передачі негативного зворотного зв'язку по швидкості; T_μ – постійна часу, що враховує швидкодію тиристорів ТРН; a_C – настроювальний параметр контуру швидкості (стандартне значення дорівнює двом). Обчислені складові ПД-регулятора швидкості вводяться в вікно налаштувань параметрів блоку *AR*. При моделюванні замкнутої системи ТРН-АД ключом *SW* комуємо нижній вхід. Для отримання результатів моделювання без оптимізації параметрів регулятора необхідно запустити процес кнопкою основного вікна моделі.

Основними вимогами до електроприводів вантажопідйомних механізмів, виходячи з викладеного аналізу, є: забезпечення початку підйому без неприпустимого удару в тросі, забезпечення натягу троса до моменту підйому вантажу, виключення повторного удару вантажу судном, що піднімається. Виконання цих вимог може бути здійснено двома способами.

Перший спосіб. Електропривод має дві основні швидкості: малу для натягування троса на початку підйому (0.25-0.35 м/с) і велику для підйому вантажу,

яка дорівнює середній швидкості підйому судна у напрямку підйому вантажу, або перевершує її. Велика швидкість становить 1.5-2 м/с в залежності від довжини хвилі коливання судна. Перехід електроприводу на велику швидкість система управління повинна здійснювати в момент, коли вантаж опиниться у нижній точці нахилу судна при натягнутому тросі. При цьому вантаж починає підніматися разом із початком підйому судна і, після того як слабину троса буде вибрано, продовжує підйом з постійною швидкістю до моменту доки підйом судна у напрямку руху вантажу не закінчиться та, якщо виконується умова

$$v_l \geq 1.3 \frac{h_0}{T_l}, \quad (3)$$

де v_l – швидкість руху вантажу, при чому

$$1.3 \frac{h_0}{T_l} \approx 1.$$

Діапазон регулювання швидкостей для вантажопідйомних механізмів, що працюють за даним способом, має становити 1/6÷1/8. Очевидно, що такі механізми доцільно застосовувати для вантажів обмеженою маси (не більше 15 т), оскільки із збільшенням потужності електроприводу суттєво зростає інерційність системи.

Другий спосіб. Вантажний механізм має спеціальну конструкцію з канатним або механічним диференціалом і двома двигунами. Один з двигунів є тяговим, а інший – швидкісним. Тяговий двигун забезпечує вибирання первісної слабину троса зі швидкістю 0.2÷0.25 м/с, після чого він переключається на максимальну швидкість. Одночасно вмикається швидкісний двигун, з'єднаний з механізмом через муфту обгону і храповий пристрій. Швидкісний двигун повинен забезпечити вибирання троса зі швидкістю не менш $2h_0/T_l - 0.5$ м/с і час розгону при вибиранні троса вхолосту не більше $T_l/10$. Після виходу на верхню точку підйому судна швидкісний двигун зупиняється, а тяговий продовжує працювати на максимальній швидкості. Ця швидкість повинна складати не менше 0.5 м/с, щоб уникнути динамічного удару навіть у випадку, коли висота підйому судна буде на 40% вище попередньої висоти. Таким чином, діапазон регулювання швидкостей в даній системі становить 1/2÷1/3, а швидкісний двигун може виконуватися без пристрою регулювання швидкості. Система зі швидкісним двигуном може застосовуватися для підйому вантажів будь-якої маси, аж до декількох десятків тон. Недоліком таких систем є складність механізму і невисока надійність внаслідок того, що при несправності розвантажувального пристрою швидкісного двигуна можливе падіння вантажу.

Судна під час вантажно-розвантажувальних робіт піддаються подовжній і поперечній хитаючим, період і амплітуда яких залежать як від ступеню хитаючості, так і від конструктивних особливостей судна. Операції з перевантаження при коливаннях робляться лише при їх помірних параметрах. Сума вертикальних переміщень судна при цьому знаходиться в межах 2÷5 м при періоді хитаючості 6÷12 с. Умовою безпечної посадки вантажу або його перевантаження є підтримка

постійної відстані H_0 між місцем навантаження і вантажем при відключеному механізмі підйому. Рух вантажу щодо палуби судна описується складною формулою:

$$h_0 = f(h_1, h_2, h_3, t_1, t_2, t_3, \varphi_{max}, \varphi, \varphi_0, l), \quad (4)$$

де h_1, h_2, h_3 – відповідно амплітуди вертикального переміщення судна і відстань по висоті від центру тяжіння вантажно-підйомного механізму до центра тяжіння судна; t_1, t_2, t_3 – періоди відповідних орбітальних рухів судна; $\varphi_{max}, \varphi, \varphi_0$ – кути відповідно крену судна з утримувачем палети, нахилу утримувача і зсуву по фазі хитаючи судна; l – довжина вильоту утримувача палети над бортом судна.

При такому складному русі вантажу щодо палуби судна для підтримання сталості h_0 механізм доповнюється спеціальним компенсуючим пристроєм, оскільки забезпечити стеження за допомогою електроприводу практично неможливо. Введення зазначених пристроїв дозволяє застосовувати для розглянутих механізмів звичайні електроприводи, доповнені необхідними пристроями кінцевого захисту та блокування, що виключають переміщення вантажу в небезпечній зоні при відсутності стеження. Існує кілька способів надійної компенсації взаємного переміщення судна і вантажу. Спільною особливістю цих способів є застосування механічного силового датчика автоматичного устрою.

Результати досліджень. На рис. 4 зображені діаграми швидкості електродвигуна при використанні обчислених значень коефіцієнтів ПІД-регулятора для стандартної настройки по ідентифікованим передавальним функціям другого (рис. 4,а) і третього (рис. 4,б) порядків.

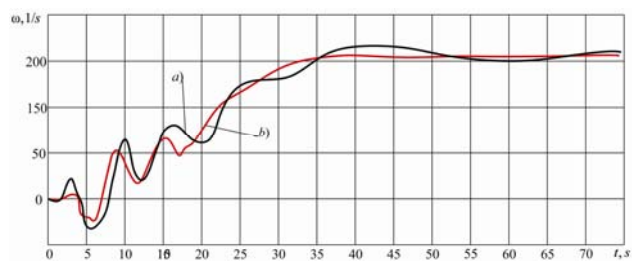


Рис. 4. Діаграми швидкості електродвигуна при апроксимації системи передавальними функціями другого (а) і третього (б) порядків

Щоб скорегувати складові ПІД-регуляторів шляхом оптимізації перехідних процесів потрібно запустити модель кнопкою вікна налаштувань блоку оптимізації *SRS* (рис. 3). Після оптимізації отримуємо наступні результати (рис. 5,а,б).

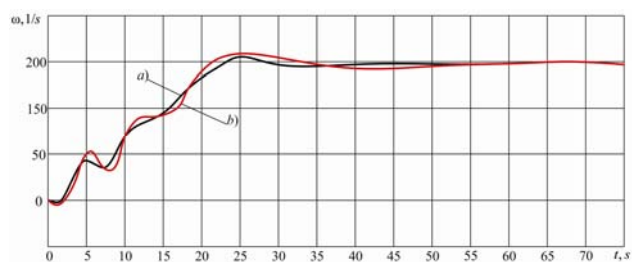


Рис. 5. Діаграми швидкості двигуна при оптимізації перехідного процесу по швидкості для другого (а) і третього (б) порядків

З метою усунення коливальних процесів у електроприводі за допомогою коригування алгоритмів керування, що забезпечують усталеність процесу переміщення вантажу та для підтвердження теоретичної частини проводились експериментальні дослідження на лабораторній установці, принципову схему якої показано на рис. 6, а зовнішній вигляд на рис. 7.

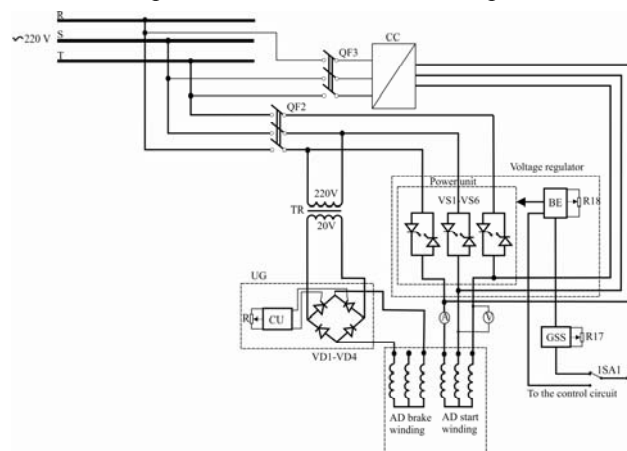


Рис. 6. Принципова схема лабораторної установки: *QF2, QF3* – автоматичні вимикачі, *CC* – частотний перетворювач; *AD* – двохобмотковий асинхронний двигун; *TR* – понижуючий трансформатор; *BE* – блок електроніки; *GSS* – формувач пускового сигналу; *UG* – випрямляч; *VD1-VD4* – випрямляючі діоди для живлення гальмівної обмотки; *VS1-VS6* – силові тиристри; *R* – резистор завдання гальмівного моменту; *R18* – резистор завдання напруги на обмотках *AD*; *ISA1* – перемикач способів управління



Рис. 7. Зовнішній вигляд лабораторної установки: 1 – частотний перетворювач; 2 – двохобмотковий *AD*; 3 – осцилограф; 4 – датчик струму; 5 – регулювання струму навантаження

На рис. 8, 9 показані графіки перехідних процесів до та після оптимізації законів керування електроприводом з урахуванням вище викладеного теоретичного матеріалу.

Результати математичного моделювання в *MatLab Simulink* та експериментальні дослідження на лабораторному обладнанні підтвердили основні започатковані теоретичні положення.

Висновки. У роботі здійснено вирішення актуальної науково-технічної проблеми підвищення ефективності процесу керування електроприводом судового вантажопідйомного механізму. Суть виконаних досліджень полягає в теоретичному узагальненні збурюючих впливів на рух завантаженої палети в найбільш залежній від положення судна площині, що істотно визначають нелінійність поведінки

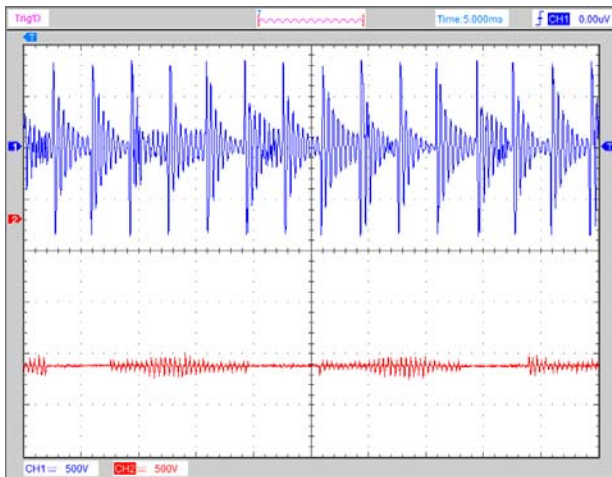


Рис. 8. Графіки частоти обертання та струму *AD* до оптимізації

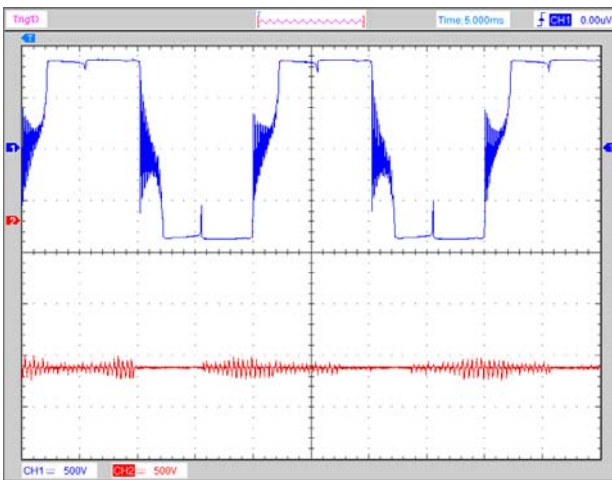


Рис. 9. Графіки частоти обертання та струму *AD* після оптимізації

електромеханічного об'єкта, що дозволило зменшити час експлуатаційних простоїв.

Наукові та прикладні результати, висновки та рекомендації полягають у наступному:

1. Виходячи з аналізу сучасних досліджень можна зробити висновок, що стійкість електроприводу вантажопідйомного механізму до збурюючих моментів забезпечується за умови збігу нульового значення координати електроприводу і швидкості відхилення діаметральної площини судна від вертикального положення.

2. Критерії оптимізації системи керування вантажопідйомним електроприводом застосовано шляхом математичного опису його динаміки диференціальними рівняннями з розрахунковими коефіцієнтами, що є похідними від функцій змінних станів.

3. Отримані експериментальні залежності коефіцієнтів рівнянь руху динамічного об'єкта під дією збурюючих сил в координатній площині дозволили параметризувати характеристичні рівняння до вигляду, що забезпечують рішення задачі усталеності моменту на валу електродвигуна вантажно-підйомного механізму.

4. Розроблена функціональна схема системи автоматичного керування дозволяє усунути аперіодичні складові в законі керування із дотриманням критеріїв стійкості і якості перехідних процесів за допомогою

застосування всережимністю регулятора координатної характеристики з форсуванням здолання зони нечутливості та підвищення стійкості електроприводу як динамічного об'єкту.

5. Виконаний комплекс досліджень може знайти практичне впровадження в електроприводах суднових вантажопідйомних механізмів, що дозволить підвищити їх швидкість, зменшити між експлуатаційні та ремонтні простої.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

- Hoffmann C., Radisch C., Werner H. Active damping of container crane load swing by hoisting modulation – An LPV approach // 51st IEEE Conference on Decision and Control (CDC). IEEE, 2012. doi: 10.1109/cdc.2012.6426889.
- Raubar E., Vrančić D. Anti-sway system for ship-to-shore cranes // Strojniški vestnik (Journal of Mechanical Engineering). – 2012. – vol.58. – no.5. – pp. 338-344. doi: 10.5545/sv-jme.2010.127.
- Skaf J., Boyd S.P. Controller coefficient truncation using Lyapunov performance certificate // International Journal of Robust and Nonlinear Control. – 2010. – vol.21. – no.1. – pp. 55-78. doi: 10.1002/rnc.1577.
- Belunce A., Pandolfo V., Roozbahani H., Handroos H. Novel control method for overhead crane's load stability // Procedia Engineering. – 2015. – vol.106. – pp. 108-125. doi: 10.1016/j.proeng.2015.06.014.
- Balachandran B., Li Y.-Y., Fang C.-C. A mechanical filter concept for control of non-linear crane-load oscillation // Journal of Sound and Vibration. – 1999. – vol.228. – iss.3. – pp. 651-682. doi: 10.1006/jsvi.1999.2440.
- Alli H., Singh T. Passive control of overhead cranes // Journal of Vibration and Control. – 1999. – vol.5. – no.3. – pp. 443-459. doi: 10.1177/107754639900500306.
- Wua T.-S., Karkoub M., Yu W.-S., Chen C.-T., Her M.-G., Wu K.-W. Anti-sway tracking control of tower cranes with delayed uncertainty using a robust adaptive fuzzy control // Fuzzy Sets and Systems. – 2016. – vol.290. – pp 118-137. doi: 10.1016/j.fss.2015.01.010.
- Henry R.J., Masoud Z.N., Nayfeh A.H., Mook D.T. Cargo pendulation reduction on ship-mounted cranes via boom-luff angle actuation // Journal of Vibration and Control. – 2001. – vol.7. – no.8. – pp. 1253-1264. doi: 10.1177/107754630100700807.
- Будашко В.В., Онищенко О.А. Удосконалення системи управління підрулюючим пристроєм комбінованого пропульсивного комплексу // Вісник НТУ «ХП». – 2014. – №38(1081). – С. 45-51.
- Будашко В.В., Онищенко О.А. Математические основы имитационного моделирования системы управления энергетической установкой бурового судна // Вестник Камчатского государственного технического университета. – 2014. – №29. – С. 6-13.
- Будашко В.В., Онищенко О.А., Юшков Е.А. Физическое моделирование многофункционального пропульсивного комплекса // Збірник наукових праць Військової академії (м. Одеса). – 2014. – №2. – С. 88-92.
- Будашко В.В., Юшков Е.А. Математическое моделирование всережимных регуляторов оборотов подруливающих устройств судовых энергетических установок комбинированных пропульсивных комплексов // Электронное моделирование. – 2015. – Т.37. – №2. – С. 101-114.
- Будашко В.В. Имплементарный подход при моделировании энергетических процессов динамически позиционирующего судна // Електротехніка і електромеханіка. – 2015. – №6. – С. 14-19. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.02.
- Бойко А.А., Будашко В.В., Юшков Е.А., Бойко Н.А. Синтез и исследование системы автоматического симметрирования токов асинхронного двигателя с преобразовате-

лем напряжения // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2016. – Т.1. – №2(79). – С. 22-34. doi: 10.15587/1729-4061.2016.60544.

15. Araya H., Kakuzen M., Kinugawa H., Arai T. Level luffing control system for crawler cranes // Automation in construction. – 2004. – vol.13. – no.5. – pp. 689-697. doi: 10.1016/j.autcon.2004.04.011.

REFERENCES

1. Hoffmann C., Radisch C., Werner H. Active damping of container crane load swing by hoisting modulation – An LPV approach. *51st IEEE Conference on Decision and Control (CDC)*. IEEE, 2012. doi: 10.1109/cdc.2012.6426889.
2. Raubar E., Vrančić D. Anti-sway system for ship-to-shore cranes. *Strojniški vestnik (Journal of Mechanical Engineering)*, 2012, vol.58, no.5, pp. 338-344. doi: 10.5545/sv-jme.2010.127.
3. Skaf J., Boyd S.P. Controller coefficient truncation using Lyapunov performance certificate. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, 2010, vol.21, no.1, pp. 55-78. doi: 10.1002/rnc.1577.
4. Belunce A., Pandolfo V., Roozbahani H., Handroos H. Novel control method for overhead crane's load stability. *Procedia Engineering*, 2015, vol.106, pp. 108-125. doi: 10.1016/j.proeng.2015.06.014.
5. Balachandran B., Li Y.-Y., Fang C.-C. A mechanical filter concept for control of non-linear crane-load oscillation. *Journal of Sound and Vibration*, 1999, vol.228, iss.3, pp. 651-682. doi: 10.1006/jsvi.1999.2440.
6. Alli H., Singh T. Passive control of overhead cranes. *Journal of Vibration and Control*, 1999, vol.5, no.3, pp. 443-459. doi: 10.1177/107754639900500306.
7. Wua T.-S., Karkoub M., Yu W.-S., Chen C.-T., Her M.-G., Wu K.-W. Anti-sway tracking control of tower cranes with delayed uncertainty using a robust adaptive fuzzy control. *Fuzzy Sets and Systems*, 2016, vol.290, pp. 118-137. doi: 10.1016/j.fss.2015.01.010.
8. Henry R.J., Masoud Z.N., Nayfeh A.H., Mook D.T. Cargo pendulation reduction on ship-mounted cranes via boom-luff angle actuation. *Journal of Vibration and Control*, 2001, vol.7, no.8, pp. 1253-1264. doi: 10.1177/107754630100700807.
9. Budashko V.V., Onishchenko O.A. Improving management system combined thruster propulsion systems. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2014, no.38(1081), pp. 45-51. (Ukr).
10. Budashko V.V., Onishchenko O.A. Mathematical principles of simulation of power plant's control system at drillship. *Bulletin of Kamchatka State Technical University*, 2014, no.29, pp. 6-13. (Rus).
11. Budashko V.V., Onishchenko O.A., Yushkov E.A. Physical modeling of multi-propulsion complex. *Collection of scientific works of the Military Academy (Odessa City)*, 2014, no.2 pp. 88-92. (Rus).
12. Budashko V.V., Yushkov Y.A. Mathematic modeling of all-range controllers speed of thrusters for ship power plants in combined propulsion complexes. *Electronic Modeling*, 2015, vol.37, no.2, pp. 101-114. (Rus).
13. Budashko V.V. Implementation approaches during simulation of energy processes for a dynamically positioned ship. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no.6, pp.14-19. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.02. (Rus).
14. A.A. Bojko, V.V. Budashko, E.A. Yushkov, Bojko N.A. Synthesis and research of automatic balancing system of voltage converter fed induction motor currents. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2016, vol.1, no.2(79), pp. 22-34. doi: 10.15587/1729-4061.2016.60544.
15. Araya H., Kakuzen M., Kinugawa H., Arai T. Level luffing control system for crawler cranes. *Automation in construction*, 2004, vol.13, no.5, pp. 689-697. doi: 10.1016/j.autcon.2004.04.011.

Будашко Виталий Витальевич, к.т.н., доц.,
Одесская национальная морская академия,
65029, Одесса, ул. Дидрихсона, 8,
тел./phone +380 48 7332367, e-mail: bvv@te.net.ua

V.V. Budashko

Odessa National Maritime Academy,
8, Didrikhson Str., Odessa, 65029.

Increasing control's efficiency for the ship's two-mass electric drive.

Purpose. For shipboard lifting and transporting machinery (LTM) with AC thyristor electric drives (ED) the problem of minimizing sway through the formation of the special law to change the principle of ED control over the lifting process is solved. **Methodology.** This goal was achieved through the following objectives: analysis of current studies on the reduction of the negative effects of load fluctuations, fixed on the suspension with variable parameters; determining the criteria to optimize the movement of the lifting mechanism and transfer control laws under which the load fluctuations are reduced; develop the methodology and experimental study of the main characteristics of the mobile model ED lifting mechanism with its load suspended from the perspective of both the parameterization of the control system (CS) as well as elements of ED. For realization of tasks in research methods of mathematical modeling of dynamic processes on the computer, structural methods of control theory, experimental studies in the laboratory setting have been used. **Results.** Based on analysis of current research can be concluded that the stability of the ED of LTM to the disturbing points provided coincidence zero electric coordinates and speed deviation diametric plane of the vessel from the vertical position. Criteria for optimizing CS used by the ED LTM mathematical description of its dynamics differential equations to the estimated coefficients derived from the functions of state variables. The experimental dependence of dynamic equations of motion of an object under the influence of disturbing forces in the coordinate plane allowed to parameterize characteristic equation to the form, providing the solution to sustainability since the motor shaft of LTM. The functional circuit of CS eliminates the aperiodic components in the control in compliance with the criteria of sustainability and quality of transients by applying all-range regulator coordinate characteristics of forcing overcoming the dead zone and increase electric resistance as the dynamic object. **Practical value.** Completion of the complex research may find practical application in the ED of ship's LTM, which will improve their performance, decrease between the operating and maintenance simple. References 15, figures 9.

Key words: ship's two-mass electric drive, control system, load sway, mathematical modeling, improvement, adaptability, stabilization.

Надійшла (received) 24.03.2016

Д.В. Турай

МОДЕЛИРОВАНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ТРЕХФАЗНЫХ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРИ ОЦЕНКЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ СУММАРНОЙ МОЩНОСТИ ПОТЕРЬ

Мета. Метою статті є оптимізація структури Matlab-моделі трифазної системи електропостачання з силовим активним фільтром за допомогою математичної моделі, яка описує режими роботи системи електропостачання, в яких виникають додаткові втрати. **Методика.** Для проведення досліджень використовувалися положення теорії електричних кіл, елементи математичного моделювання, засновані на лінійній алгебрі і векторному численні, математичне моделювання в пакеті Matlab. **Результати.** Розроблено дві моделі трифазної системи електропостачання, перша, заснована на векторному поданні, а друга на матричному поданні енергетичних процесів, за допомогою яких було вирішено проблему підтримки постійної середньої корисної потужності навантаження для 279 випадків роботи системи електропостачання. **Практичне значення.** Створена Matlab-модель трифазної системи електропостачання з автоматизованим розрахунком корегуючого коефіцієнту, що дозволяє більш ніж на порядок скоротити час для дослідження енергетичних процесів в багатофазних системах. Бібл. 11, рис. 13, табл. 1.

Ключові слова: система електропостачання, силовий активний фільтр, мінімально можливі втрати, потужність сумарних втрат, тривимірний комплексний вектор, Matlab-модель трифазної системи електропостачання.

Цель. Целью статьи является оптимизация структуры Matlab-модели трехфазной системы электроснабжения с силовым активным фильтром с помощью математической модели, описывающей режимы работы системы электроснабжения, в которых возникают дополнительные потери. **Методика.** Для проведения исследований использовались положения теории электрических цепей, элементы математического моделирования, основанные на линейной алгебре и векторном исчислении, математическое моделирование в пакете Matlab. **Результаты.** Разработаны две модели трехфазной системы электроснабжения, первая, основанная на векторном представлении, а вторая на матричном представлении энергетических процессов, с помощью которых была решена проблема поддержания неизменной средней полезной мощности нагрузки для 279 случаев работы системы электроснабжения. **Научная новизна.** Получили дальнейшее развитие методы математического анализа режимов работы трехфазных систем электроснабжения с полигармоническими напряжениями и токами в симметричных и несимметричных режимах работы. **Практическое значение.** Создана Matlab-модель трехфазной системы электроснабжения с автоматизированным расчетом поправочного коэффициента, позволяющая более чем на порядок сократить время для исследования энергетических процессов в многофазных системах. Библ. 11, рис. 13, табл. 1.

Ключевые слова: система электроснабжения, силовой активный фильтр, минимально возможные потери, мощность суммарных потерь, трехмерный комплексный вектор, Matlab-модель трехфазной системы электроснабжения.

Введение. Понимание особенностей работы трехфазных систем электроснабжения (СЭ) позволяет специалистам в области силовой электроники решать ряд задач, связанных с электромагнитной совместимостью потребителей электрической энергии с промышленной сетью, а также повышением энергетической эффективности работы таких систем. Комплексное решение приведенных задач в современных условиях основывается на применении средств активной фильтрации – силовых активных фильтров (САФ). В системах электроснабжения коммунальных потребителей, промышленных предприятий, электрического транспорта все чаще находят применение САФ параллельного типа [1, 2]. Несмотря на простоту силовой схемы, представляющей собой трехфазный инвертор напряжения на транзисторных модулях, САФ являются сложными динамическими системами, способными адаптироваться под изменения конфигурации и режима работы трехфазной СЭ. Целесообразность использования САФ для уменьшения потерь в СЭ [3, 4] обусловлена возможностью предварительной оценки величины суммарной мощности потерь в системе до и после его подключения. Простейшим способом выполнения такой оценки является компьютерное моделирование трехфазной СЭ с САФ. В настоящей статье описывается способ создания такой компьютерной модели, позволяющей исследовать многообразие

энергетических режимов работы трехфазной СЭ с минимальными затратами ресурса времени.

Сложная разветвленная трехфазная СЭ может быть заменена простой эквивалентной схемой, представленной на рис. 1 [5].

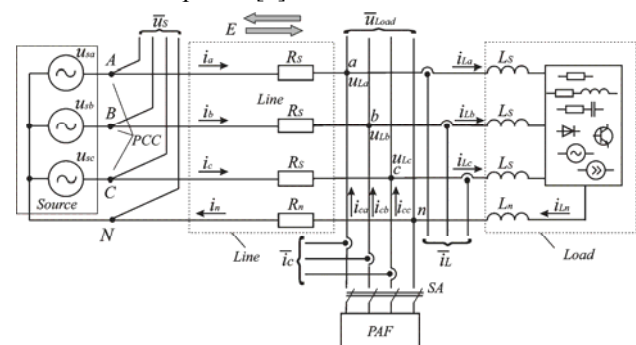


Рис. 1. Эквивалентная схема трехфазной СЭ с САФ

Схема состоит из трех частей: трехфазного источника синусоидальных (либо почти синусоидальных) напряжений *Source*, трехфазной нагрузки *Load* и соединительной кабельной линии *Line* с сопротивлением линейного провода R_s и сопротивлением нулевого провода R_n . Трехфазная нагрузка в схеме по рис. 1 может быть любой: резисторы, реакторы, батареи

конденсаторов, нелинейные потребители, источники тока и напряжения, а также возможные сочетания представленных элементов. Следует отметить, что индуктивности кабельной линии L_s и L_n в эквивалентной схеме перенесены в нагрузку. В зависимости от характера нагрузки и режима работы СЭ возможны три режима передачи энергии: прямой – энергия передается из источника в нагрузку, обратный – энергия передается из нагрузки в источник и смешанный режим – в периоде повторяемости возможно сочетание первого и второго режимов. После замыкания контактора SA параллельно нагрузке подключается силовой активный фильтр (блок PAF).

В работе [6] была предложена универсальная формула для определения суммарной мощности потерь в трехфазной четырехпроводной СЭ через ее составляющие

$$\begin{aligned} \Delta P_{\Sigma^*} &= \frac{\Delta P_{\Sigma}}{P_{usf}} = \\ &= \Delta P_{min^*} + \Delta P_{puls^*} + \Delta P_{q^*} + \Delta P_{n^*} + \Delta P_{mut^*} = \\ &= \Delta P_{min^*} + \Delta P_{add^*} \Big|_{P_{usf} = const}, \end{aligned} \quad (1)$$

где ΔP_{min^*} – относительная минимально возможная мощность потерь, определяемая при отсутствии пульсаций мгновенная активной мощности и равенстве нулю мгновенной реактивной мощности в трехфазной СЭ; ΔP_{puls^*} – относительная составляющая мощности дополнительных потерь, обусловленная переменной составляющей мгновенной активной мощности трехфазной СЭ; ΔP_{q^*} – относительная составляющая мощности дополнительных потерь, обусловленная мгновенной реактивной мощностью трехфазной СЭ; ΔP_{n^*} – относительная мощность потерь в нулевом проводе, вычисленная в периоде повторяемости, обусловленная протеканием тока в нулевом проводе; ΔP_{mut^*} – относительная составляющая мощности дополнительных потерь, обусловленная взаимным влиянием электромагнитных процессов в фазных проводах и нулевом проводе трехфазной СЭ; ΔP_{add^*} – относительная мощность дополнительных потерь; P_{usf} – средняя, вычисленная в периоде повторяемости, полезная мощность нагрузки, величину которой в процессе эксперимента необходимо поддерживать постоянной.

Вычисление составляющих суммарной мощности потерь основывается на представлениях современных теорий мгновенной активной и реактивной мощностей [7-9] о характере электромагнитных процессов в трехфазных СЭ и алгоритмах управления САФ, использующих матричные преобразования этих теорий. В простейшем случае, если считать активный фильтр идеальным (с нулевыми внутренними потерями), то при его подключении к трехфазной СЭ суммарные потери в системе будут равны минимально возможному т.е. СЭ будет работать с максимально возможным КПД [10]

$$\eta_{max} = \frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{1}{k_{sc}}}, \quad (2)$$

$$k_{sc} = P_{sc} / P_{usf} - \quad (3)$$

отношение мощности трехфазного резистивного короткого замыкания СЭ к полезной мощности нагрузки.

В указанных ранее публикациях [5, 6] было показано, что проверка корректности соотношения (1) возможна с использованием Matlab-модели трехфазной четырехпроводной СЭ, которая, обладая свойствами универсальности, позволяет рассчитывать составляющие мощности потерь в разных режимах работы СЭ. Сочетания режимов работы трехфазного источника напряжения, характера трехфазной нагрузки, значения сопротивления нулевого провода и направленности потока энергии в линейных проводах позволяют получить 288 вариантов СЭ, при этом в 279 вариантах СЭ появляются дополнительные потери, описанные соотношением (1). Авторам [5, 6] удалось проверить порядка 30 вариантов СЭ, исследование которых подтвердило корректность соотношения (1), однако было сопряжено со значительными затратами времени.

Целью данной статьи является создание универсальной Matlab-модели трехфазной СЭ и оптимизации ее параметров для ускоренной оценки составляющих мощности потерь в любом из 288 возможных вариантов СЭ.

Структура модели трехфазной СЭ. Оптимизация структуры Matlab-модели трехфазной СЭ может быть выполнена при переходе от схемы по рис. 1 к эквивалентной схеме по рис. 2.

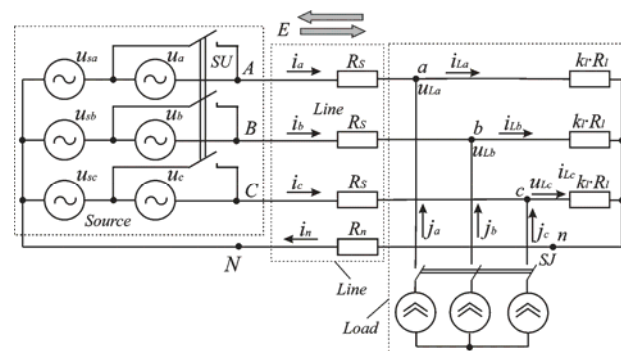


Рис. 2. Эквивалентная схема трехфазной СЭ

Трехфазный источник напряжения в этой схеме состоит из двух последовательно включенных источников – симметричного синусоидального источника напряжения u_{sa}, u_{sb}, u_{sc} и дополнительного трехфазного источника напряжения u_a, u_b, u_c , который подключается к СЭ при размыкании шунтирующего контактора SU . При помощи дополнительного источника появляется возможность задания амплитудной либо фазной асимметрии, а также добавление высших гармонических составляющих в спектр питающего напряжения. Трехфазная нагрузка моделируется двумя блоками – трехфазной симметричной резистивной нагрузкой $k_f R_l$ и регулируемым трехфазным источником тока j_a, j_b, j_c , который подключается параллельно симметричной резистивной нагрузке после замыкания контактора SJ . Регулируемый источник тока создает в линейных проводах необходимую форму тока, которая будет соответствовать любой линейной или нелинейной нагрузке при симметричной или несимметричной загрузке фаз. Коэффициент пропорциональности k_l , на который ум-

ножаются активные сопротивления всех трех фаз, необходим для поддержания неизменной величины средней активной полезной мощности нагрузки $P_{ust} = \text{const}$, как это следует из соотношения (1), при внесении того или иного возмущения в систему, а его определение является отдельной задачей.

Задание переменных коэффициентов, определяющих режим работы трехфазной СЭ. Вернемся к эквивалентным схемам СЭ по рис. 1 при разомкнутом контакторе SA и заменим ее упрощенной схемой, представленной на рис. 3, поясняющей причины возникновения составляющих мощности потерь согласно (1). Электрические величины и параметры в схеме по рис. 3 представлены в векторном обозначении. Схема состоит из источника напряжения, фазные значения которого описываются вектором $\vec{u} = \vec{k}_u \circ \vec{u}_s + \vec{u}_{ns} \circ \vec{k}_{un} \cdot s_u$, активного сопротивления линии $R_s \cdot \vec{v}$, комплексного линейного сопротивления нагрузки для i -й гармонической составляющей тока, описываемого вектором $\vec{z}_{Li} = k_l \cdot R_l \cdot \vec{k}_a + j \cdot (x_{li} \cdot \vec{k}_r + x'_{si} \cdot \vec{v})$, и источника тока, моделирующего нелинейную нагрузку, описываемого вектором $\vec{k}_j \circ \vec{J} \cdot s_j$.

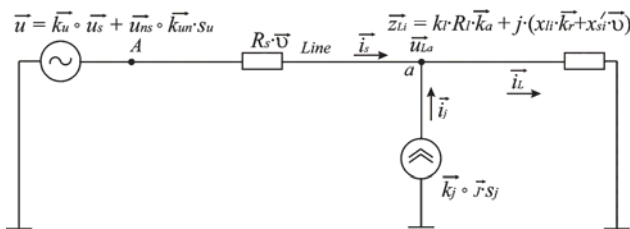


Рис. 3. Упрощенная схема трехфазной СЭ для задания параметров

На рис. 3 приняты следующие обозначения:

- трехмерный комплексный вектор фазных симметричных синусоидальных напряжений

$$\vec{u}_s = \begin{bmatrix} U_s \cdot e^{j \cdot 0} \\ U_s \cdot e^{-j \cdot \frac{2\pi}{3}} \\ U_s \cdot e^{-j \cdot \frac{4\pi}{3}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{U}_{sa} \\ \underline{U}_{sb} \\ \underline{U}_{sc} \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где U_s – действующее значение фазного напряжения трехфазного симметричного источника;

- трехмерный комплексный вектор фазных напряжений дополнительного трехфазного источника несинусоидального напряжения

$$\vec{u}_{ns} = \begin{bmatrix} \sqrt{\sum_{i=2}^n (U_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{uai}})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (U_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{ubi}})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (U_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{uci}})^2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{U}_a \\ \underline{U}_b \\ \underline{U}_c \end{bmatrix}, \quad (5)$$

где U_i – действующее значение i -й гармонической составляющей фазного напряжения трехфазного

несимметричного источника, n – количество высших гармоник в спектре напряжения; $\varphi_{uai}, \varphi_{ubi}, \varphi_{uci}$ – фазы соответствующих i -тых гармонических составляющих фазных напряжений; s_u – коэффициент, принимающий два значения 0 или 1 в зависимости от положения переключателя SU на рис. 2; \circ – оператор поэлементного умножения элементов векторов и матриц (произведение Адамара);

- трехмерный комплексный вектор фазных токов нелинейной нагрузки

$$\vec{J} = \begin{bmatrix} \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{iai}})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{ibi}})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot e^{j \cdot \varphi_{ici}})^2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{J}_a \\ \underline{J}_b \\ \underline{J}_c \end{bmatrix}, \quad (6)$$

где J_i – действующее значение i -й гармонической составляющей фазного тока трехфазной нелинейной нагрузки; $\varphi_{iai}, \varphi_{ibi}, \varphi_{ici}$ – фазы соответствующих i -тых гармонических составляющих фазных токов; s_j – коэффициент, принимающий два значения 0 или 1 в зависимости от положения переключателя SJ на рис. 2;

- трехмерный комплексный вектор сопротивлений линейной нагрузки

$$\vec{z}_{Li} = \begin{bmatrix} k_l \cdot R_l \cdot k_{aa} + j \cdot (x_{li} \cdot k_{ra} + x'_{si}) \\ k_l \cdot R_l \cdot k_{ab} + j \cdot (x_{li} \cdot k_{rb} + x'_{si}) \\ k_l \cdot R_l \cdot k_{ac} + j \cdot (x_{li} \cdot k_{rc} + x'_{si}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{Lai} \cdot e^{j \cdot \varphi_{zai}} \\ \underline{Z}_{Lbi} \cdot e^{j \cdot \varphi_{zbi}} \\ \underline{Z}_{Lci} \cdot e^{j \cdot \varphi_{zci}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{La} \\ \underline{Z}_{Lb} \\ \underline{Z}_{Lc} \end{bmatrix}, \quad (7)$$

где x_{li} – реактивное сопротивление для i -й гармоники тока; x'_{si} – реактивное сопротивление кабельной линии для i -й гармоники тока, приведенное к реактивному сопротивлению нагрузки; $\underline{Z}_{Lai}, \underline{Z}_{Lbi}, \underline{Z}_{Lci}$ – модули полного комплексного сопротивления фаз линейной нагрузки для i -й гармоники тока; $\varphi_{za}, \varphi_{zb}, \varphi_{zc}$ – фазы соответствующих комплексных сопротивлений;

- трехэлементные векторы, хранящие информацию о коэффициентах амплитудной несимметрии напряжения источника и токов нелинейной нагрузки, фазной несимметрии активной и реактивной нагрузки, а также величине соответствующих гармонических составляющей в спектре входного напряжения и тока нелинейной нагрузки

$$\vec{k}_u = [k_{ua} \quad k_{ub} \quad k_{uc}]^T, \quad (8)$$

$$\vec{k}_{un} = [k_{una} \quad k_{unb} \quad k_{unc}]^T, \quad (9)$$

$$\vec{k}_j = [k_{ja} \quad k_{jb} \quad k_{jc}]^T, \quad (10)$$

$$\vec{k}_a = [k_{aa} \quad k_{ab} \quad k_{ac}]^T, \quad (11)$$

$$\vec{k}_r = [k_{ra} \quad k_{rb} \quad k_{rc}]^T; \quad (12)$$

- единичный вектор

$$\vec{v} = [1 \quad 1 \quad 1]^T. \quad (13)$$

Заданием значений коэффициентов s_u, s_j и элементов векторов (8) – (12) можно моделировать любой из 279 режимов работы трехфазной СЭ и рассчитывать составляющие суммарной мощности потерь. Для обобщения результатов вычислений примем, что значения элементов векторов в (8), (11) связаны общей закономерностью

$$k_a^2 + k_b^2 + k_c^2 = 3. \quad (14)$$

Пусть коэффициент при фазе А k_a остается неизменным и равным единице, тогда

$$k_a = \text{const} = 1$$

$$k_b = \text{var} = 0 \dots \sqrt{2} \quad (15)$$

$$k_c = \sqrt{2 - k_b^2} = \sqrt{2} \dots 0$$

Примем, что значения элементов векторов в (9), (10), (12) подчиняются другой закономерности

$$k_b = \text{var} = 0 \dots \sqrt{2} \quad (16)$$

$$k_a = k_c = k_b$$

Закономерности изменения значений элементов векторов (15) и (16) будет использоваться в дальнейшем для обобщения результатов моделирования различных режимов работы трехфазной СЭ. Отметим, что указанные коэффициенты могут изменяться по любому произвольному закону, а выбранные закономерности (15), (16) наиболее характерно отражают влияния изменения параметров трехфазной СЭ на суммарные потери.

Выполнение условия $P_{usf} = \text{const}$ при моделировании трехфазной системы электроснабжения.

Представление модели в векторной форме.

Внесение изменений в параметры элементов эквивалентной схемы трехфазной СЭ меняет значение средней активной полезной мощности нагрузки. Возвращение ее первоначального значения, как указывалось ранее, осуществляется изменением коэффициента k_i . Получение аналитического выражения для определения k_i является трудновыполнимой задачей, поэтому для его расчета проще воспользоваться средствами программирования. Для автоматизированного расчета коэффициента k_i необходимо составить уравнение для полезной мощности нагрузки, в соответствии с рис. 3. Возможны две формы записи этого уравнения – в векторном и матричном виде. Рассмотрим первый способ.

Воспользуемся методом наложения токов. В схеме по рис. 3 оставим источник напряжения. Зададим вектор проводимостей трехфазной СЭ для i -й гармоники тока

$$\bar{y}_i = \frac{1}{\bar{z}_{Li} + R_s \cdot \bar{v}} \quad (17)$$

Суммарная проводимость трехфазной четырехпроводной СЭ для i -й гармоники тока

$$y_{si} = \bar{y}_i \cdot \bar{v} + R_n^{-1} \quad (18)$$

Запишем соотношение для напряжения смещения нейтрали для основной гармоники напряжения трехфазного источника

$$\underline{U}_{01} = \bar{y}_1 \cdot y_{s1}^{-1} \cdot (\bar{u}_s \circ \bar{k}_u) \quad (19)$$

Вектор частичных токов, создаваемых основной гармоникой напряжения трехфазного источника в линейных проводах СЭ

$$\bar{i}_{ei} = (\bar{u}_s - \underline{U}_{01} \cdot \bar{v}) \circ \bar{y}_1 \quad (20)$$

Если в кривой входного напряжения содержатся высшие гармоники (коэффициент $s_u = 1$), то процедуру расчета вектора частичных токов, создаваемых трехфазным источником напряжений, необходимо повторить для каждой гармонической составляющей используя соотношения (7), (17) – (20). Суммарный вектор частичных токов, создаваемых трехфазным источником напряжения в линейных проводах СЭ, в этом режиме описывается соотношением

$$\bar{i}_e = \sqrt{(\bar{i}_{e1})^2 + \sum_{i=2}^n (\bar{i}_{ei})^2} \quad (21)$$

где \bar{i}_{ei} – вектор частичного тока i -й гармонической составляющей в схеме с трехфазным источником напряжения.

В схеме по рис. 3 оставим источник тока, предварительно закоротив источник напряжения, и определим вектор частичного тока линейной нагрузки в схеме с трехфазным источником тока

$$\bar{i}_{Lj} = \left[\begin{array}{l} \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot Y_{ai} \cdot R_s \cdot e^{j(\varphi_{iai} + \varphi_{yai})})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot Y_{bi} \cdot R_s \cdot e^{j(\varphi_{ibi} + \varphi_{ybi})})^2} \\ \sqrt{\sum_{i=2}^n (J_i \cdot Y_{ci} \cdot R_s \cdot e^{j(\varphi_{ici} + \varphi_{yici})})^2} \end{array} \right] \circ \quad (22)$$

$$\circ \bar{k}_j = \sqrt{\sum_{i=2}^n (\bar{i}_{Lji})^2} = \left[\begin{array}{l} I_{aLj} \\ I_{bLj} \\ I_{cLj} \end{array} \right]$$

где Y_{ai}, Y_{bi}, Y_{ci} – модули полных проводимостей фаз нагрузки для i -х гармоник тока; $\varphi_{yai}, \varphi_{ybi}, \varphi_{yci}$ – начальные фазы соответствующих проводимостей.

Вектор частичного тока, создаваемого трехфазным источником тока в линейных проводах СЭ, найдем по первому Закону Кирхгофа

$$\bar{i}_{sj} = \bar{J} - \bar{i}_{Lj} \quad (23)$$

Определим вектор тока, протекающего в цепи линейной нагрузки

$$\bar{i}_L = \sqrt{(\bar{i}_e)^2 + (\bar{i}_{Lj})^2} \quad (24)$$

и найдем вектор напряжения на зажимах нагрузки

$$\bar{u}_L = \sqrt{(\bar{i}_{e1} \circ \bar{z}_{L1})^2 + \sum_{i=2}^n (\bar{i}_{ei} \circ \bar{z}_{Li})^2 + \sum_{i=2}^n (\bar{i}_{Lji} \circ \bar{z}_{Li})^2} \quad (25)$$

Средняя активная полезная мощность нагрузки

$$P_{usf} = \text{Re} \left(\bar{u}_L \cdot \sqrt{(\bar{i}_e)^2 + (\bar{i}_{sj})^2} - (J)^2 \right) =$$

$$= \text{Re} \left(\bar{u}_L \cdot \sqrt{(\bar{i}_L)^2 - 2 \cdot (\bar{J} \circ \bar{i}_{Lj})} \right) \quad (26)$$

Представление модели в матричной форме.

Векторная форма представления модели трехфазной СЭ обладает определенным недостатком, проявляющим себя при полигармонической форме питающего

напряжения. С помощью ее трудно описать взаимное влияние высших гармонических составляющих напряжения трехфазного источника и высших гармоник тока, протекающего в фазах нелинейной нагрузки. В подобных случаях удобно воспользоваться матричной формой описания модели.

Зададим напряжение на зажимах трехфазного источника матрицей размером $n \times 3$

$$\mathbf{u} = \begin{pmatrix} \underline{U}_{a1} & \underline{U}_{b1} & \underline{U}_{c1} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \underline{U}_{an} & \underline{U}_{bn} & \underline{U}_{cn} \end{pmatrix}. \quad (27)$$

Аналогичным образом запишем матрицу тока трехфазного источника тока

$$\mathbf{j} = \begin{pmatrix} \underline{J}_{a2} & \underline{J}_{b2} & \underline{J}_{c2} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \underline{J}_{an} & \underline{J}_{bn} & \underline{J}_{cn} \end{pmatrix}. \quad (28)$$

Отдельно зададим матрицы комплексных сопротивлений нагрузки для токов трехфазного источника напряжения и трехфазного источника тока

$$\mathbf{z}_u = \begin{pmatrix} \underline{z}_{au1} & \underline{z}_{bu1} & \underline{z}_{cu1} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \underline{z}_{aun} & \underline{z}_{bun} & \underline{z}_{cun} \end{pmatrix}, \quad (29)$$

$$\mathbf{z}_j = \begin{pmatrix} \underline{z}_{aj2} & \underline{z}_{bj2} & \underline{z}_{cj2} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \underline{z}_{ajn} & \underline{z}_{bjn} & \underline{z}_{cjn} \end{pmatrix}. \quad (30)$$

Выразим матрицу комплексных проводимостей фаз для токов трехфазного источника напряжения

$$\mathbf{y}_u = \frac{\mathbf{M}_u}{\mathbf{z}_u + R_s}, \quad (31)$$

где \mathbf{M}_u – матрица состояний размером $n \times 3$, строки которой принимают единичные значения в случае наличия соответствующих гармонических составляющих в спектре напряжения трехфазного источника.

Запишем вектор суммарных комплексных проводимостей фаз трехфазной четырехпроводной системы

$$\bar{y}_s = \mathbf{y}_u \cdot \bar{v} + R_n^{-1}. \quad (32)$$

Представим ток в нулевом проводе, обусловленный высшими гармоническими составляющими кратными трем трехфазного источника тока, в виде вектора длиной n

$$\bar{i}_{3j} = \mathbf{j} \circ \frac{\mathbf{z}_j}{R_s + 3 \cdot R_n + \mathbf{z}_j} \cdot \bar{v}. \quad (33)$$

Напряжение смещения нейтрали при полигармоническом питающем напряжении и полигармоническом токе представим в виде вектора длиной n

$$\bar{u}_0 = \frac{\mathbf{y}_u \circ \mathbf{u}}{\bar{y}_s} \cdot \bar{v} - \bar{i}_{3j} \cdot R_n. \quad (34)$$

Матрица токов линии в схеме с трехфазным источником напряжения

$$\mathbf{i}_e = (\mathbf{u} - \bar{u}_0 \cdot \bar{v}^T) \circ \mathbf{y}_u. \quad (35)$$

С помощью матричных соотношений (28) и (30) выразим частичные токи трехфазного источника тока соответственно в нагрузке и линейных проводах

$$\mathbf{i}_{Lj} = \mathbf{j} \circ \frac{R_s}{R_s + \mathbf{z}_j}, \quad (36)$$

$$\mathbf{i}_{sj} = \mathbf{j} - \mathbf{i}_{Lj}. \quad (37)$$

Определим полный ток линии и полный ток, протекающий в фазах линейной нагрузки

$$\mathbf{i}_s = \mathbf{i}_e - \mathbf{i}_{sj}, \quad (38)$$

$$\mathbf{i}_L = \mathbf{i}_e + \mathbf{i}_{Lj} \quad (39)$$

и найдем напряжение на зажимах нагрузки

$$\mathbf{u}_L = \mathbf{i}_e \circ \mathbf{z}_u + \mathbf{i}_{Lj} \circ \mathbf{z}_j. \quad (40)$$

Средняя активная полезная мощность нагрузки

$$P_{usf} = (\mathbf{u}_L | \circ (\mathbf{i}_L | - |\mathbf{j}|))^T \cdot \mathbf{M}_u^{(1)} \cdot \bar{v}. \quad (41)$$

Обе описанные модели позволяют достаточно просто рассчитать значение поправочного коэффициента k_i , возвращающего первоначальное значение средней полезной мощности нагрузки, даже при использовании стандартных средств MathCad (блока *Given* и функции *Find*). После чего возможно определение составляющих мощности потерь и сравнение результатов расчета в разных режимах работы СЭ.

В качестве примера рассмотрим трехфазную СЭ с отношением мощности трехфазного резистивного короткого замыкания к полезной мощности нагрузки $k_{sc} = 20$. Действующее значение фазного синусоидального напряжения трехфазного симметричного источника $U_s = 220$ В. Если полезная мощность нагрузки в режиме минимума потерь равна $P_{usf} = 400.1$ кВт, то $R_s = 0.01815$ Ω, $R_l = 0.3256$ Ω. В соответствии с (8)-(12) отдельно рассмотрим 5 режимов работы СЭ, каждый из которых обусловлен одним фактором, влияющим на возникновение дополнительных потерь:

1. Несимметрия напряжения.
2. Несимметрия резистивной нагрузки.
3. Симметричная активно-индуктивная нагрузка при $\varphi_L = 15^\circ$ ($L = 0.2777$ мН).
4. Высшие гармоники в кривой питающего напряжения (нечетные гармоники, амплитуды которых меняются обратнопропорционально их порядковому номеру U_m/n , где $n=2i-1$, $i = 2, 3 \dots 19$).
5. Симметричная нелинейная нагрузка, обуславливающая высшие гармоники тока (нечетные гармоники, амплитуды которых меняются обратнопропорционально их порядковому номеру $U_m/(n \cdot (R_s + R_l))$, где $n=2i-1$, $i = 2, 3 \dots 19$).

Изменение коэффициента k_b по (15) или (16) обуславливают изменение соответствующего известного энергетического показателя: коэффициента несимметрии по обратной последовательности K_2 , коэффициента мощности $\cos\varphi$, коэффициента нелинейных искажений напряжения THD_u и тока THD_i . На рис. 4 проиллюстрирована связь указанных энергетических показателей с закономерностью изменения коэффициента k_b .

На рис. 5 представлены зависимости поправочного коэффициента k_i от коэффициента k_b , задающего закономерность изменения несимметричного режима работы трехфазной трехпроводной СЭ по (15).

Значения коэффициента k_l при $k_b = 0$ и при $k_b = \sqrt{2}$ соответствуют аварийному режиму работы трехфазной СЭ при обрыве линейного провода. Значение коэффициента k_l при $k_b = 1$ соответствует симметричному режиму работы трехфазной СЭ, в котором суммарная мощность потерь равна минимально возможной мощности потерь.

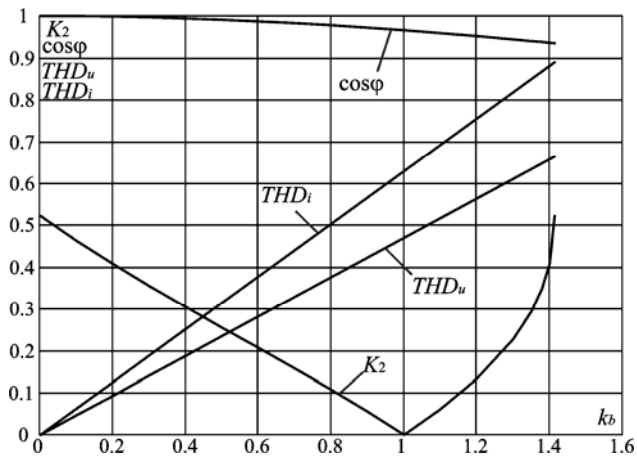


Рис. 4. Зависимость энергетических показателей от коэффициента k_b

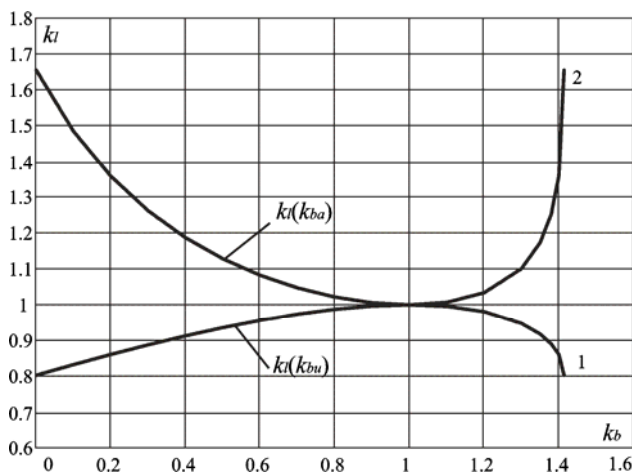


Рис. 5. Зависимости $k_l = f(k_b)$ для несимметричных режимов трехфазной СЭ: 1 – несимметрия трехфазного источника; 2 – несимметрия резистивной нагрузки

На рис. 6 представлены зависимости поправочного коэффициента k_l от коэффициента k_b , задающего закономерность изменения коэффициента мощности и амплитуд высших гармоник напряжений и токов трехфазной четырехпроводной СЭ при $R_n = R_s$ по (16).

Определение мощности дополнительных потерь. Отклонение условий работы трехфазной СЭ от условий, в которых мощность потерь соответствует минимально возможному значению, приводит к появлению дополнительных потерь [10]. Созданные математические модели позволяют рассчитать величину мощности дополнительных потерь в любом из 279 режимов работы трехфазной СЭ. На рис. 7 представлены зависимости относительной, в долях средней полезной мощности нагрузок, мощности дополнительных потерь от коэффициента k_b для пяти рассматриваемых режимов работы СЭ.

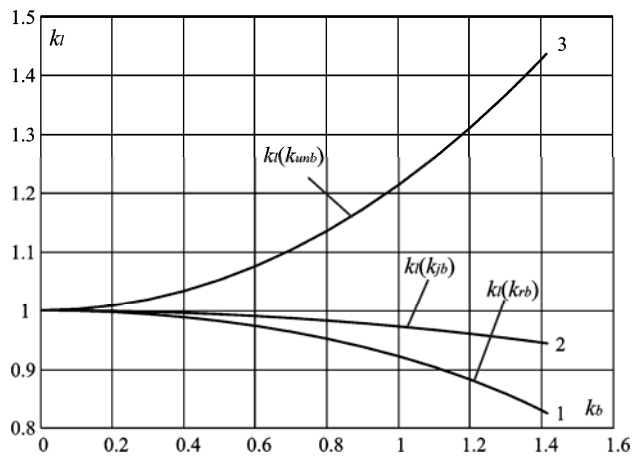


Рис. 6. Зависимости $k_l = f(k_b)$ при: 1 – активно-индуктивной нагрузке; 2 – симметричной нелинейной нагрузке; 3 – высших гармониках напряжения трехфазного источника

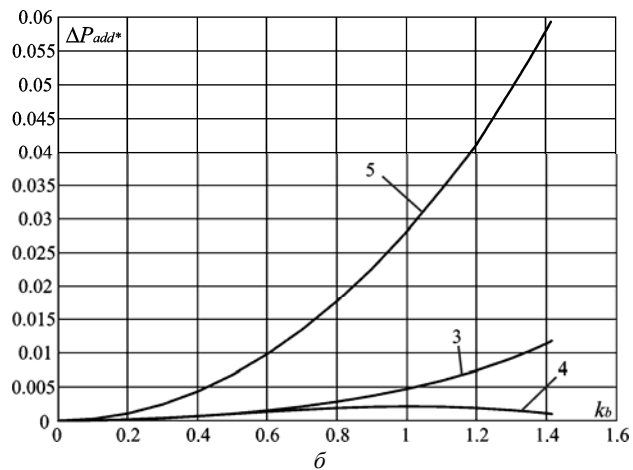
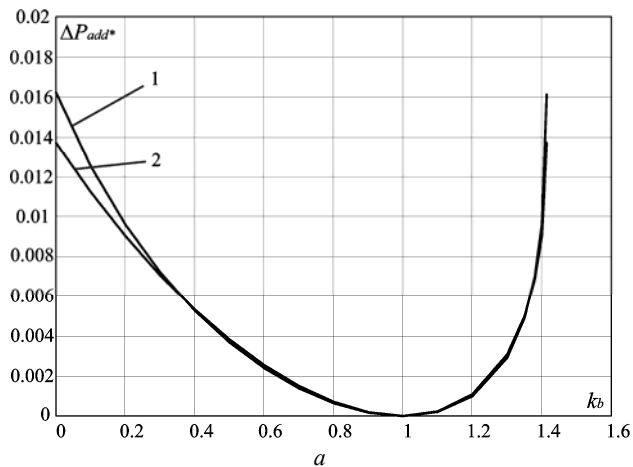


Рис. 7. Зависимость относительной мощности дополнительных потерь от коэффициента k_b

Анализ зависимостей на рис. 7 показывает, что мощность дополнительных потерь в трехфазной СЭ при $k_{sc} = 20$ может составлять от нескольких долей до нескольких процентов от средней полезной мощности нагрузок. Наименьшей энергоэффективностью обладают трехфазные СЭ с нелинейной нагрузкой. Сочетание факторов, обуславливающих дополнительные потери, понижает энергоэффективность трехфазных СЭ.

Аналитические данные, полученные на разработанной модели (27)-(41) для пяти рассматриваемых случаев, представлены в табл. 1.

Расчет поправочных коэффициентов и энергетических показателей для пяти режимов работы трехфазной СЭ

k_b	Режим 1			Режим 2			Режим 3			Режим 4			Режим 5		
	k_{lu}	K_{2U}	ΔP_{add*}	k_{la}	K_{2I}	ΔP_{add*}	k_{lr}	$\cos\varphi$	ΔP_{add*}	k_{lun}	THD_u	ΔP_{add*}	k_{lj}	THD_i	ΔP_{add*}
0	0.8028	0.522	0.0137	1.6551	0.522	0.01612	1	1	0	1	0	0	1	0	0
0.1	0.8324	0.462	0.0112	1.4839	0.462	0.01251	0.9993	1	0.00004	1.0021	0.047	0.00005	0.9997	0.041	0.0003
0.2	0.8608	0.407	0.009	1.3576	0.407	0.0096	0.9971	0.999	0.00016	1.0084	0.094	0.0002	0.9989	0.082	0.0011
0.3	0.8877	0.354	0.0071	1.2615	0.354	0.0072	0.9935	0.997	0.00037	1.0188	0.141	0.0004	0.9975	0.123	0.0024
0.4	0.9129	0.304	0.0053	1.1868	0.304	0.0053	0.9883	0.994	0.00066	1.0336	0.188	0.0007	0.9957	0.164	0.0044
0.5	0.9359	0.254	0.0038	1.1282	0.254	0.0037	0.9816	0.991	0.00104	1.0526	0.235	0.00101	0.9932	0.205	0.0068
0.6	0.9564	0.206	0.0025	1.0824	0.206	0.0024	0.9733	0.987	0.00153	1.0759	0.282	0.00134	0.9902	0.246	0.0099
0.7	0.9738	0.157	0.0015	1.0473	0.157	0.0014	0.9634	0.983	0.00212	1.1037	0.329	0.00164	0.9866	0.287	0.0135
0.8	0.9875	0.107	0.0007	1.0218	0.107	0.00064	0.9516	0.978	0.00284	1.1359	0.367	0.0019	0.9825	0.328	0.0178
0.9	0.9966	0.055	0.0002	1.0058	0.055	0.00017	0.9378	0.972	0.0037	1.1726	0.423	0.0021	0.9778	0.368	0.0227
1.0	1	0	0	1	0	0	0.9219	0.966	0.0047	1.214	0.47	0.00213	0.9725	0.409	0.0283
1.1	0.9958	0.061	0.00023	1.0071	0.061	0.00021	0.9035	0.959	0.00595	1.26	0.517	0.0021	0.9665	0.45	0.0345
1.2	0.9808	0.133	0.0011	1.0338	0.133	0.001	0.8825	0.952	0.00743	1.3109	0.564	0.0019	0.96	0.491	0.0415
1.3	0.9479	0.227	0.0031	1.1008	0.227	0.0029	0.8581	0.944	0.00922	1.3665	0.611	0.00156	0.9525	0.532	0.0494
1.35	0.918	0.293	0.0049	1.1731	0.293	0.0049	0.8445	0.94	0.01027	1.3962	0.634	0.00135	0.949	0.553	0.0536
1.38	0.8901	0.35	0.0069	1.2538	0.35	0.007	0.8358	0.938	0.01095	1.4145	0.648	0.0012	0.9466	0.565	0.0562
1.4	0.8608	0.407	0.009	1.3576	0.407	0.0096	0.8298	0.936	0.01144	1.427	0.657	0.0011	0.945	0.573	0.058
1.414	0.8028	0.522	0.0137	1.6551	0.522	0.0161	0.8254	0.935	0.0118	1.436	0.664	0.00101	0.9438	0.579	0.0593

Matlab-модель трехфазной СЭ. В соответствии с эквивалентной схемой по рис. 2 и матричной математической моделью (27) – (41) была создана Matlab-модель трехфазной СЭ, представленная на рис. 8. Она отличается от созданных ранее моделей [5, 6, 11] наличием оптимизированной структуры нагрузки, которая разделена на симметричную резистивную нагрузку и регулируемый трехфазный источник тока и блока автоматизированного вычисления поправочного коэффициента k_l (kl Calculation). Модель позволяет при задании значений элементов векторов (8) – (12) без участия оператора автоматически вычислять коэффициент k_l и рассчитывать значения составляющих суммарной мощности потерь с учетом вычисленного коэффициента.

Matlab-модель состоит из:

1. Силовой схемы, выполненной в соответствии с рис. 2, содержащей:

- трехфазный источник симметричных синусоидальных напряжений U_{sa}, U_{sb}, U_{sc} ;
- трехфазный источник несинусоидальных напряжений U_a, U_b, U_c ;
- симметричную резистивную нагрузку R_{la}, R_{lb}, R_{lc} ;
- трехфазный источник тока J_a, J_b, J_c ;
- активные сопротивления четырехпроводной линии R_a, R_b, R_c, R_n ;
- силовой активный фильтр, выполненный на трех регулируемых источниках тока SAF.

2. Датчиков тока и напряжения, подключаемых к силовой схеме модели.

3. Подсистем обработки измерительной информации:

- подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь по (1) Calculation 1 (рис. 9);

- подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь в р-q-г координатах Calculation 2 (рис. 10);

- подсистема расчета гармонического состава полезной мощности нагрузки Calculation 3;

- подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь через коэффициенты прямой, обратной и нулевой последовательности Calculation 4 (рис. 11);

- подсистема расчета и индикации измерительной информации о мгновенных значениях электрических величин и параметров трехфазной СЭ Measurements 1;

- подсистема расчета и индикации измерительной информации о средних и действующих значениях электрических величин и параметров трехфазной СЭ Measurements 2 (рис. 12).

4. Подсистем управления и контроля состояния СЭ:

- система управления САФ SAF Controller (рис. 13);
- подсистема задания сигналов управления трехфазным источником тока и трехфазным источником несинусоидального напряжения Control System;
- подсистема расчета корректирующего коэффициента k_l kl Calculation;
- блок подключения к СЭ силового активного фильтра PAF Connection.

5. Виртуальных измерительных приборов.

Разработанная Matlab-модель может использоваться для анализа трехфазных систем электроснабжения и оценки энергетической эффективности при подключении к системе силового активного фильтра в любом из 288 возможных режимах работы.

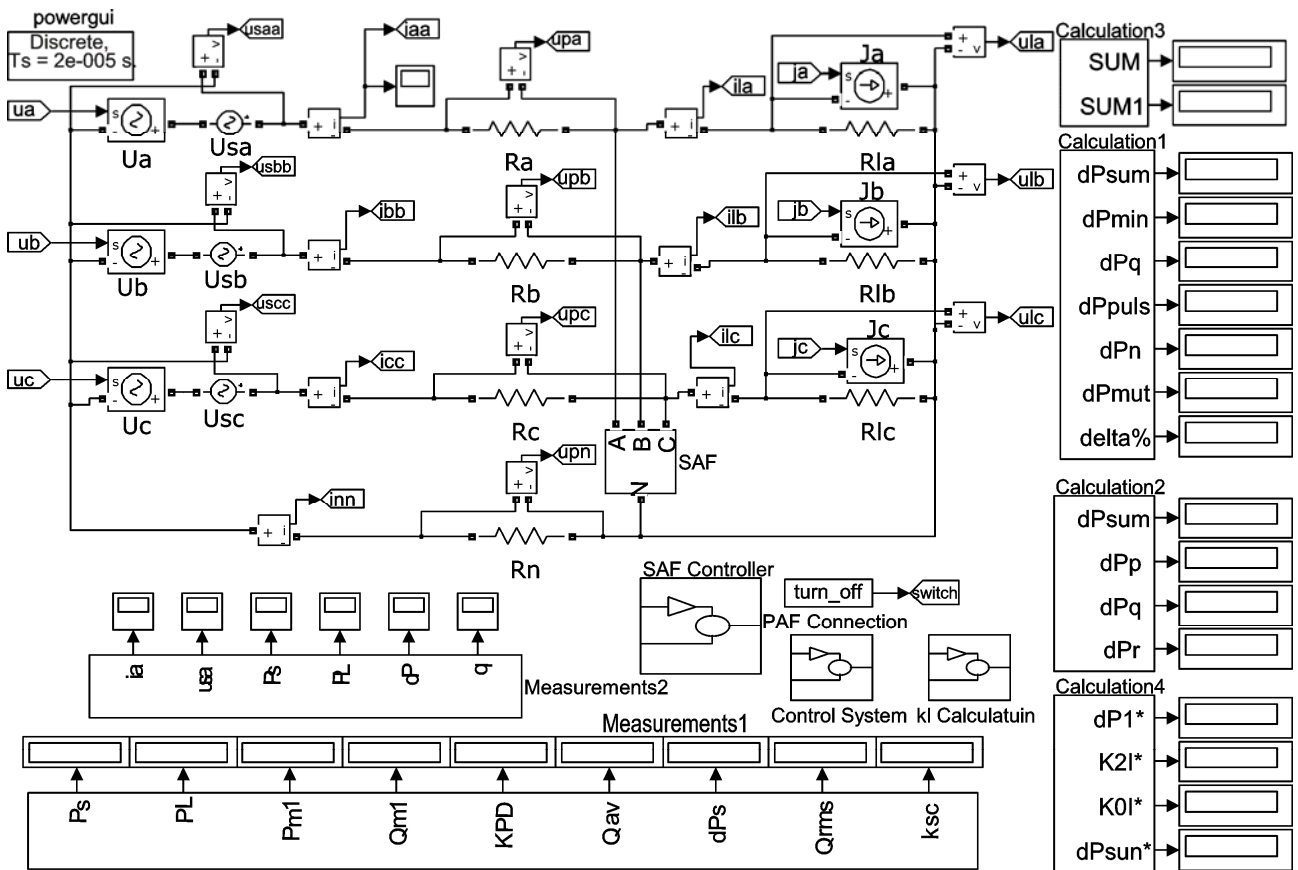


Рис. 8. Matlab-модель трехфазной СЭ с САФ

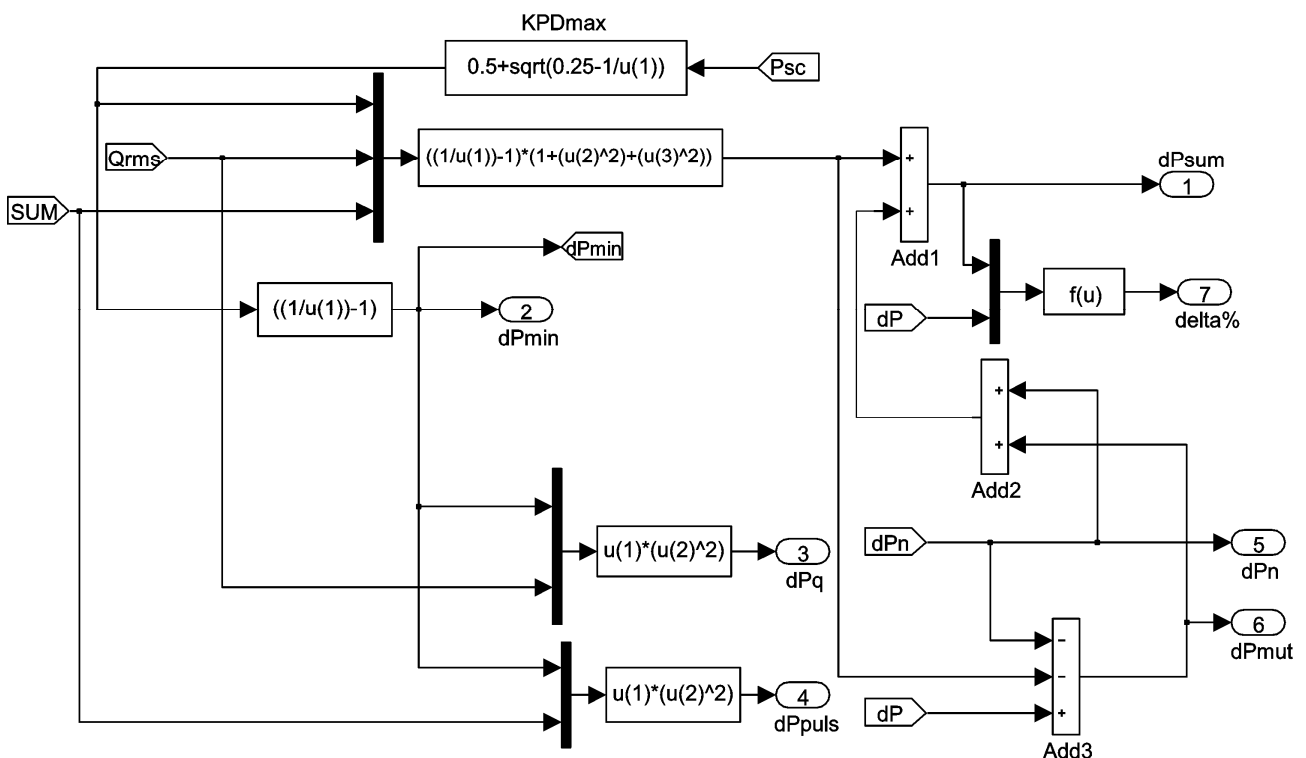


Рис. 9. Подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь по (1) Calculation 1

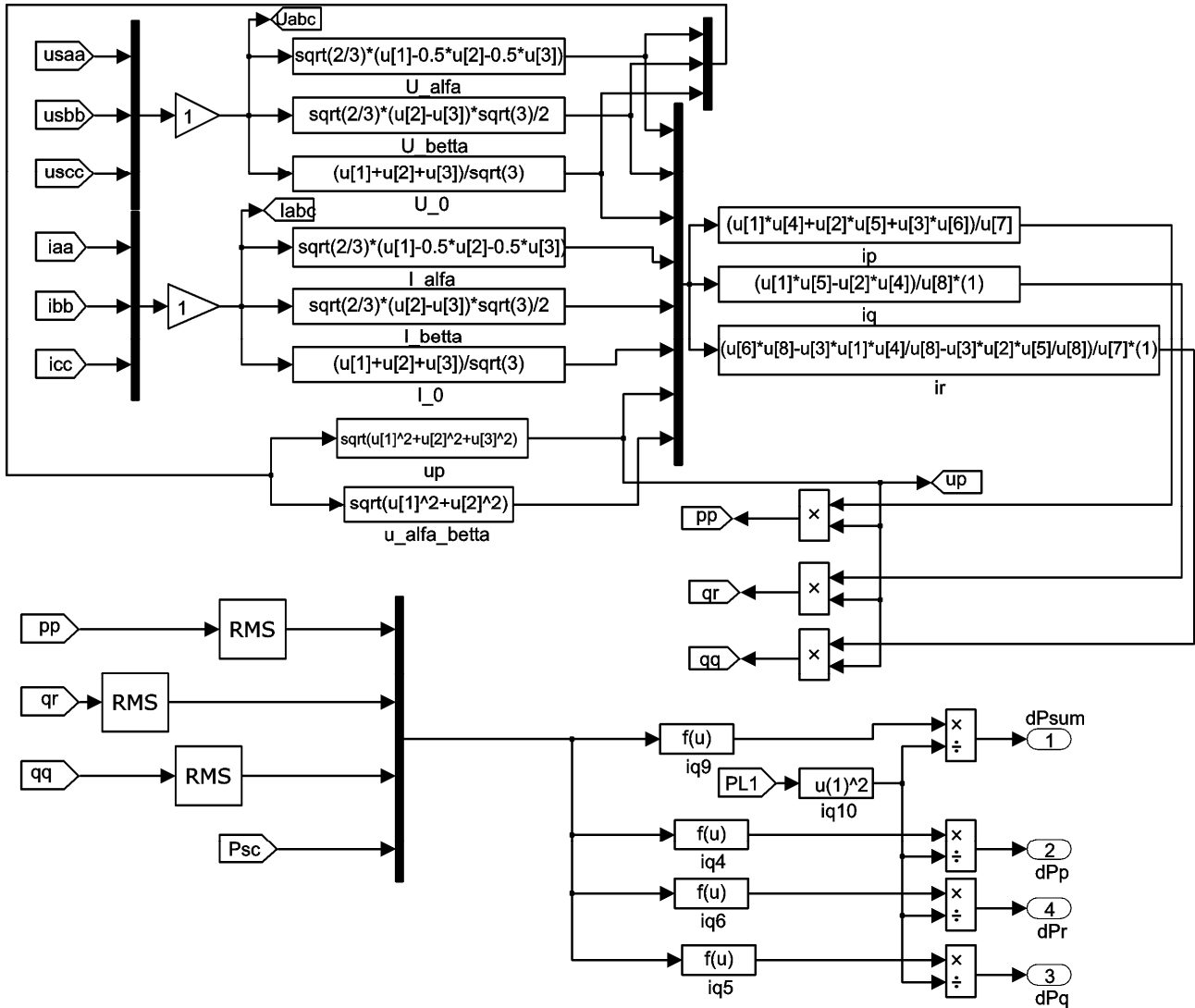


Рис. 10. Подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь в p-q-r координатах Calculation 2

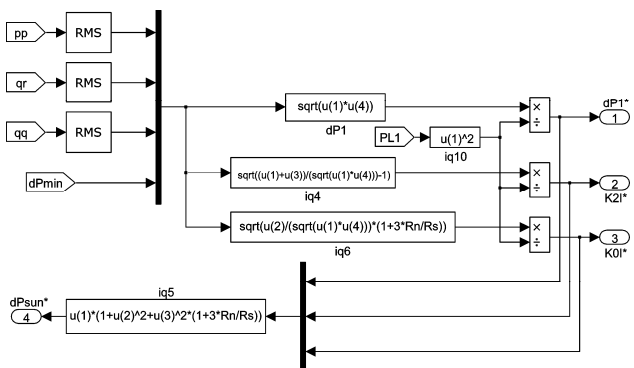


Рис. 11. Подсистема расчета составляющих суммарной мощности потерь через коэффициенты прямой, обратной и нулевой последовательности Calculation 4

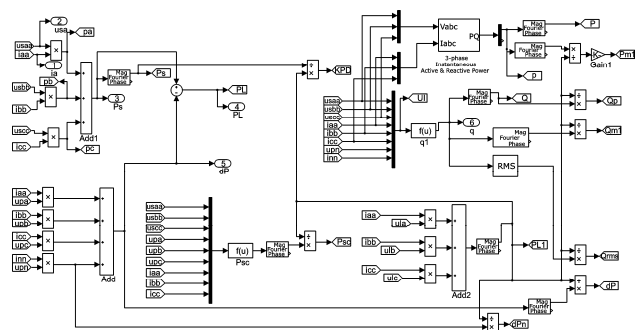


Рис. 12. Подсистема расчета и индикации измерительной информации о средних и действующих значениях электрических величин и параметров трехфазной СЭ Measurements 2

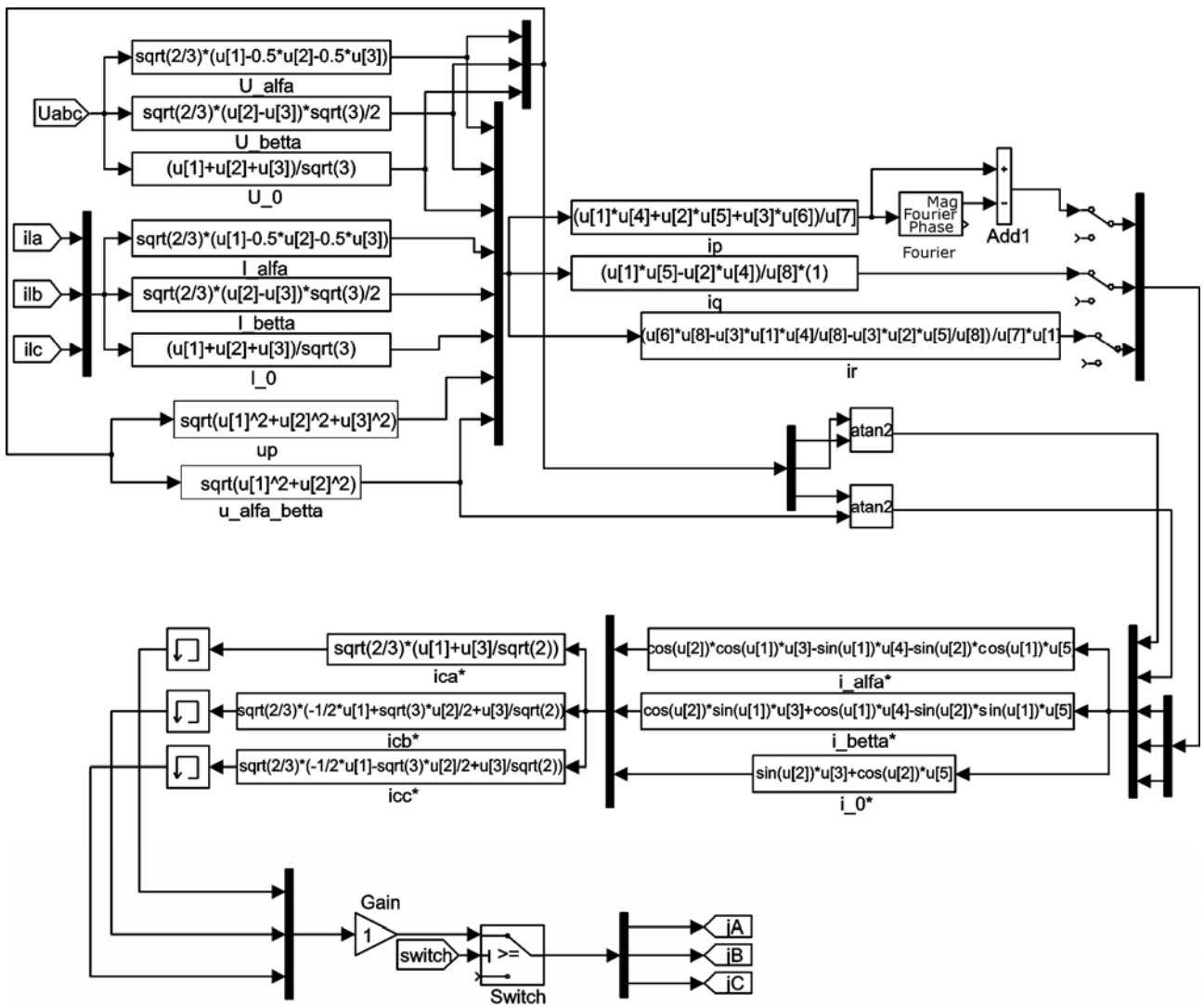


Рис. 13. Система управления САФ SAF Controller

Выводы.

1. Предложены два способа создания математической модели трехфазной СЭ, первый основан на векторной, а второй на матричной форме представления энергетических процессов в многофазных системах, позволяющие решить проблему поддержания на постоянном уровне величины средней активной мощности нагрузки при исследовании работы СЭ в разных режимах.

2. На основании анализа результатов моделирования пяти режимов работы трехфазной СЭ, в каждом из которых задействован уникальный фактор, обуславливающий появления в системе дополнительных потерь, был сделан вывод, что наибольшее снижение энергоэффективности соответствует СЭ с нелинейной нагрузкой.

3. С использованием разработанных математических моделей оптимизирована работа Matlab-модели трехфазной СЭ с САФ. Реализована возможность автоматизированного расчета поправочного коэффициента k_I , что более чем на порядок уменьшило время работы с моделью при исследовании режимов работы СЭ, в которых возникают дополнительные потери.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Akagi H., Kanazawa Y., Nabae A. Instantaneous reactive power compensators comprising switching devices without energy storage components // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1984. – vol.IA-20. – no.3. – pp. 625-630. doi: 10.1109/TIA.1984.4504460.
2. Wong M.-C., Dai N.-Y., Lam C.-S. «Active Power Filters», Parallel Power Electronics Filters in Three-Phase Four-Wire Systems. – Springer Singapore, 2016. – pp. 59-165. doi: 10.1007/978-981-10-1530-4_3.
3. Артеменко М.Ю., Батрак М.Л., Михальский В.М., Полщук С.Й. Аналіз можливості збільшення ККД трифазної чотирипровідної системи живлення засобами паралельної активної фільтрації // Технічна електродинаміка. – 2015. – №6. – С. 12-18.
4. Artemenko M.Yu., Batrak L.M., Polishchuk S.Y., Mykhal'skyi V.M., Shapoval I.A. The effect of load power factor on the efficiency of three-phase four-wire power system with shunt active filter // 2016 IEEE 36th International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO). – IEEE, 2016. – pp. 277-282. doi: 10.1109/ELNANO.2016.7493067.
5. Жемеров Г.Г., Тугай Д.В. Физический смысл понятия «реактивная мощность» применительно к трехфазным системам электроснабжения с нелинейной нагрузкой // Электротехника і електромеханіка. – 2015. – №6. – С. 36-42. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.06.

6. Жемеров Г.Г., Тугай Д.В. Уточнение универсальной формулы для определения мощности потерь в трехфазных системах электроснабжения // Вісник НТУ «ХПІ». – 2015. – №12. – С. 339-343.
7. Peng F.Z., Ott G.W., Adams D.J. Harmonic and reactive power compensation based on the generalized instantaneous reactive power theory for three-phase four-wire systems // IEEE Transactions on Power Electronics. – 1998. – vol.13. – no.6. – pp. 1174-1181. doi: 10.1109/63.728344.
8. 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.
9. Kim H.S., Akagi H. The instantaneous power theory on the rotating p-q-r reference frames // Proceedings of the IEEE 1999 International Conference on Power Electronics and Drive Systems. PEDS'99 (Cat. No.99TH8475). – 1999. – pp. 422-427. doi: 10.1109/PEDS.1999.794600.
10. G. Zhemerov, N. Ilina, D. Tugay. The Theorem of Minimum Energy Losses in Three-Phase Four-Wire Energy Supply System // 2016 2nd IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS-2016). June 07-11, 2016, Kyiv, Ukraine, pp. 52-54. doi: 10.1109/IEPS.2016.7521889.
11. Жемеров Г.Г., Тугай Д.В. Составляющие мощности суммарных потерь электрической энергии в пространственных pqr координатах // Електротехніка і електромеханіка. – 2016. – №2. – С. 11-19. doi: 10.20998/2074-272X.2016.2.02.

REFERENCES

1. Akagi H., Kanazawa Y., Nabae A. Instantaneous reactive power compensators comprising switching devices without energy storage components. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1984, vol.IA-20, no.3, pp. 625-630. doi: 10.1109/TIA.1984.4504460.
2. Wong M.-C., Dai N.-Y., Lam C.-S. «Active Power Filters», *Parallel Power Electronics Filters in Three-Phase Four-Wire Systems*. Springer Singapore, 2016. pp. 59-165. doi: 10.1007/978-981-10-1530-4_3.
3. Artemenko M.Yu., Batrak L.M., Mykhalskyi V.M., Polishchuk S.Y. Analysis of possibility to increase the efficiency of three-phase four-wire power system by means of shunt active filter. *Tekhnichna elektrodynamika*, 2015, no.6, pp. 12-18. (Ukr).
4. Artemenko M.Yu., Batrak L.M., Polishchuk S.Y., Mykhalskyi V.M., Shapoval I.A. The effect of load power factor on the efficiency of three-phase four-wire power system with shunt active filter. *2016 IEEE 36th International Conference on Electronics and Nanotechnology (ELNANO)*, IEEE, 2016. pp. 277-282. doi: 10.1109/ELNANO.2016.7493067.
5. Zhemerov G.G., Tugay D.V. Physical meaning of the «reactive power» concept applied to three-phase energy supply systems with non-linear load. *Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.6, pp. 36-42. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.06.
6. Zhemerov G.G., Tugay D.V. An universal formula clarification to determine the power losses in the three-phase energy supply systems. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2015, no.12, pp. 339-343. (Rus).
7. Peng F.Z., Ott G.W., Adams D.J. Harmonic and reactive power compensation based on the generalized instantaneous reactive power theory for three-phase four-wire systems. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 1998, vol.13, no.6, pp. 1174-1181. doi: 10.1109/63.728344.
8. 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.
9. Kim H.S., Akagi H. The instantaneous power theory on the rotating p-q-r reference frames. *Proceedings of the IEEE 1999 International Conference on Power Electronics and Drive Systems. PEDS'99 (Cat. No.99TH8475)*, 1999, pp. 422-427. doi: 10.1109/PEDS.1999.794600.

10. G. Zhemerov, N. Ilina, D. Tugay. The Theorem of Minimum Energy Losses in Three-Phase Four-Wire Energy Supply System. *2016 2nd IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS-2016)*. June 07-11, 2016, Kyiv, Ukraine, pp. 52-54. doi: 10.1109/IEPS.2016.7521889.
11. Zhemerov G.G., Tugay D.V. Components of total electric energy losses power in pqr spatial coordinates. *Electrical engineering & electromechanics*, 2016, no.2, pp. 11-19. (Rus). doi: 10.20998/2074-272X.2016.2.02.

Поступила (received) 01.06.2016

Тугай Дмитрий Васильевич, к.т.н., доц.,
Харьковский национальный университет
городского хозяйства им. А.Н. Бекетова,
61002, Харьков, ул. Революции, 12,
тел/phone +38 057 7073111, e-mail: tugaydv@yandex.ua

D.V. Tugay

O.M. Beketov National University of Urban Economy
in Kharkiv,
12, Revolution Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Three-phase energy supply systems simulation for the total power losses components assessment.

Purpose. The goal is to optimize a structure of Matlab-model of the three-phase energy supply system with power active filter. The mathematical model that describes the energy supply system modes of operation which contains additional losses is proposed. **Methodology.** We have applied concepts of the electrical circuits theory, mathematical modeling elements based on linear algebra and vector calculus, mathematical simulation in Matlab package. **Results.** We have developed two models of three-phase energy supply system. The first one is based on a vector representation, and the second one on the matrix representation of energy processes. Using these models we have solved the problem of maintaining unchanged the average useful power for 279 cases of energy supply system modes of operation. **Originality.** We have developed methods of mathematical analysis of a three-phase energy supply systems with polyharmonic voltages and currents in the symmetric and asymmetric modes. **Practical value.** We have created Matlab-model of a three-phase energy supply system with automated calculation of a correction factor. It allows reducing more than one order the time for energy processes elucidation in multiphase systems. References 11, tables 1, figures 13.

Key words: energy supply system, power active filter, the minimum possible losses, total losses power, three-dimensional complex vector, Matlab-model of the three-phase energy supply system.

Yu.V. Batygin, E.A. Chaplygin, O.S. Sabokar

MAGNETIC-PULSE CAR BODY PANELS FLATTENING. THEORETICAL ASPECTS AND PRACTICAL RESULTS

The aim of the article is to provide theoretical and experimental studying of the «induction system with an attractive screen» practical effectiveness with the excited magnetic pulse attractive forces numerical estimation. Originality. For the first time, the theoretical analysis of the electrodynamic process for the «inductor system with attractive screen» at the low frequent assumption were conducted. Methodology of the analysis applied is based on the classic electrodynamic circuits theory. All of the resulted carried out, were obtained as the Maxwell's differential equation solutions and its behavior was analyzed analytically. Results. The electrodynamic process was analyzed and the principle efficiency of the «induction system with an attractive screen» as an effective tool for magnetic pulse forming of the thin sheet metals was substantiated. The axis distributions of the attractive forces based on the relations been obtained were illuminated graphically. The results of experimental testing of the system in the engineering operation of the external non-contact dents removing on the car body panels samples were presented. Practical value. According to the results of the calculation analyses the fundamental workability of the «inductor system with attractive shield» as an effective magnetic pulse sheet metal part attraction tool was proved. It was shown that the not deep metal surface damages could be worked up by magnetic pulses technologies with a high performance in a short time. References 12, figures 4.

Keywords: magnetic-pulse forming, inductor system, field tension, inducted current density, electromagnetic processes.

Проведен анализ електродинамічних процесів і обґрунтована принципіальна робочоспособність «індукторної системи з притягуючим екраном», як ефективного інструмента магнітно-імпульсної рихтовки тонкостінних листових металів. Представлені результати експериментальної апробації системи в производственной операції по внешнему бесконтактному удалению вмятин в образцах кузовных панелей автомобилей. Библ. 12, рис. 4.

Ключевые слова: магнітно-імпульсна рихтовка, індукторна система, напруженість поля, щільність індуктованих токів, електромагнітні процеси.

Introduction and publications analysis. The applying of magnetic fields for metals engineering is widely used [1]. Now, the contemporary technologies allow to make production available and technically simple of the complexes for electromagnetic-pulse metals forming (EMF). Currently EMF technology got widespread throughout the world [2]. Therefore, firms like «Boeing», «Electroimpact» and «Flextronic» use this technology for repair namely to remove dents on the fuselage of the aircraft [3, 4]. We should note so company like «Betag Innovation» (last «Beule Technik AG») that has the practice-approved experience at the area of the development of various systems for the car body panels dents removing [5].

In the laboratory of the electromagnetic technologies at the Kharkiv National Automobile and Highway University (KhNAHU) the developments in the area of the magnetic pulse metal forming (MPMF) takes a place.

The complex (prototype) for the external magnetic-pulse car body panels flattening, that is consist of the power source and the magnetic-pulse tool series for dents removing was developed and made [6].

The power source that in special literature called like magnetic pulse plant (MPP) is a universal devise in its essence, withal, the tools – the magnetic field sources, that are called inductor systems, must satisfy the carrying out operations correctly [1, 2].

In particular, the main purpose of the magnetic-pulse metal processing consists in the external non-contact car body metal flattening. The detailed enough review of these tools, repairing technologies, its appearance and historical development aspects in the treaties [7] are presented.

According to the work principle, all tools can be divided in two big groups. So, the performance of the first group is based on the sheet metal attraction, that is caused

by curtain magnetic properties under such condition as low frequency of the action field [8, 9]. The effectiveness of the second group tools, that have an author's name «inductor system with an attractive shield (ISAS)», is determined by conductors forced attraction, that have same directional inducted Fouke's currents and is described by Ampere's law. This system consists constructively of the field source– inductor that is placed between two sheet metal conductors. One of them – is the auxiliary attractive shield, another one is the sheet metal simple, the current area of which is subjected to the attractive magnetic pulse influence [8-10].

One of the ISAS constructions is proposed by authors of the patent [11]. It supposes circle inductor, conductive auxiliary shield and sheet metal sample layer-to-layer placing. Respectively, such construction of the inductor system can be an effective enough tool for the contemporary technologies of the automobile body panel dents removing [12].

Purpose of the article is theoretical and experimental studying of the ISAS practical effectiveness with the excited magnetic pulse attractive forces numerical estimation. The ISAS practical testing as a tool for new method of external car bodies flattening with protective paintwork saving. The description of the external non-contact magnetic pulse flattening technological route.

Theory, calculated ratio. The accepted calculated model of the cylindrical inductor system (tool) design for the magnetic-pulse flattening with equal thin-walled non-magnetic sheet metals and the flat circular one-coil solenoid that placed above the attractive shield surface is presented in fig. 1.

According to the articles [2, 8-10] the mathematical assumptions were accepted.

For the calculated model fig. 1 Maxwell's equations were composed, solution of which gives us the inducted

© Yu.V. Batygin, E.A. Chaplygin, O.S. Sabokar

currents time form. (Detail calculation sequence can be reviewed in [1, 2, 7-10]). At the low frequency work mode for the action fields, currents can be presented in the next form.

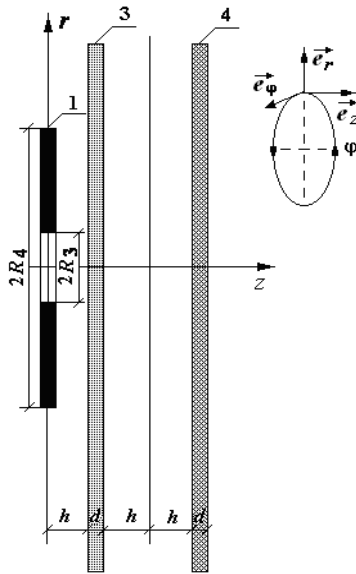


Fig. 1. The calculated model in a cylindrical coordinate system: 1 – multicoil inductor; 2 – shield; 3 – sample; d – thickness; R_3, R_4 – inner and outer radii; h – the distance from the inductor to the shield, $2h$ – the distance between the shield and the metal sample; $\vec{e}_r, \vec{e}_\varphi, \vec{e}_z$ – directing vectors

The excited signal in the auxiliary shield:

$$J_\phi^{(s)}(\psi, r) = -J_m \cdot \int_0^\infty f(x) \cdot \frac{e^{-x\frac{h}{d}}(1-e^{-x})}{x} J_1\left(x \cdot \frac{r}{d}\right) dx, \quad (1)$$

where $J_m = \left(\frac{I_m}{R_4 - R_3}\right) \cdot \frac{\omega\tau}{2} \cdot \frac{dg(\psi)}{d\psi}$ – the «conditional»

induced signal amplitude, I_m and $g(\psi) = e^{-\delta_0\psi} \cdot \sin(\psi)$ – the amplitude and the phase relation of the excited current in the solenoid; $\psi = \omega \cdot t$ – phase, t – time,

$$f(x) = \frac{1}{x^2} \cdot \int_{\frac{xR_3}{d}}^{\frac{xR_4}{d}} y \cdot J_1(y) dy.$$

The linear current density that is excited in the sheet metal sample:

$$J_\phi^{(p)}(\psi, r) = -J_m \cdot \int_0^\infty f(x) \cdot e^{-x\left(\frac{3h}{d}+1\right)} \cdot \frac{(1-e^{-x})}{x} J_1\left(x \frac{r}{d}\right) dx. \quad (2)$$

At the consider low frequency mode, as there have been shown before, the attractive forces integral efficiency tends to zero value [2, 10].

Under conditions of the hard auxiliary shield fixation, the sample will be subjected only to the attractive forces influence. The attractive forces (Ampere's forces) dependence that presents in the terms of the inductor current phase takes the next form [10].

$$F_{attr}(\psi, r) = \mu_0 \cdot J_\phi^{(s)}(\psi, r) \cdot J_\phi^{(p)}(\psi, r) \cdot \frac{r}{(2h)}. \quad (3)$$

The numerical estimations were made according to the next initial data that is typical for the magnetic pulse metal processing [1, 2]: $I_m = 120$ kA, $\omega = 2\pi \cdot 1500$ Hz, $R_3 = 0.005$ m, $R_4 = 0.05$ m, $d = 0.001$ m, $h = 0.005$ m.

Calculation results in the fig. 2 are presented.

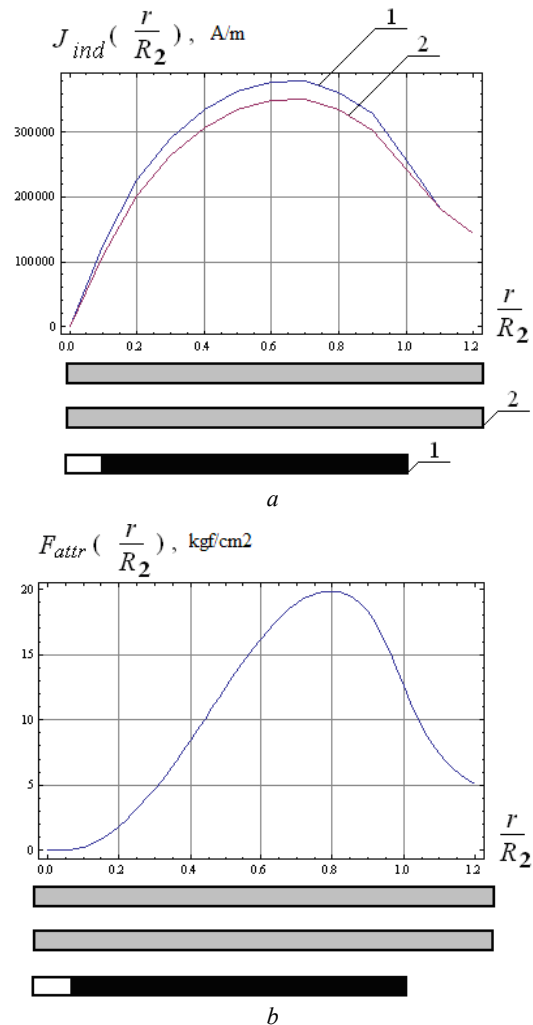


Fig. 2. Spatial excited currents and attractive forces distribution: a) the currents induced in the auxiliary shield metal – 1 and sheet metal sample – 2; b) is the radial attractive forces distribution

On the calculated dependences in the fig. 2 it is obtained that achieved attractive forces can reach up to 20 Atm. in the researched ISAS system.

The averaged surface forced impact is equal to 10 Atm. It is necessary to attend, that insignificant increase of the current, e.g., up to 150 kA, (that is real enough practically) gives us more than 2 times attractive forces value increase. As the practice of magnetic-pulse metals processing, this forced impact value is enough for effective deformation of the thin walled conductors. Ultimately, the main result of the analysis of electrodynamic processes is the conclusion about the practical effectiveness of the proposed ISAS construction.

Experimental testing and the main results. The ISAS principal construction that is used in experiments and coincides with its calculated model.

Actually, based on the forced impact results, the proposed «inductor system with attractive shield» is

analogical to the well-known electromagnet, fig 3,*b*. However, unlike the last, there can be realized the attraction not only for ferromagnetic, but also for metal of any physical nature.

In the fig. 3 the magnetic pulse flattening complex and the experimental ISAS prototype are presented. The winding of the exciting coil is connected to the power source – magnetic pulse plant МНУС-2, that was designed and developed in the Laboratory of electromagnetic technology KhNAHU, fig 3,*a* [6]. Its distinguishing feature consists of the serial pulse work mode. It means continuously predetermined number of charge current pulses repetition, that eventually are transformed into the power attraction pulses of the metal dents to the working shield surface.

As experimental samples there were taken galvanized steel sheet metal samples and car body metal samples so Automobile mark like «Subaru» and «Citroen». The samples thickness was $\sim 0.0008\dots 0.001$ m. The damages, that were made in each sample were $\sim 0.0018\dots 0.002$ m and external diameter was 0.05 m.

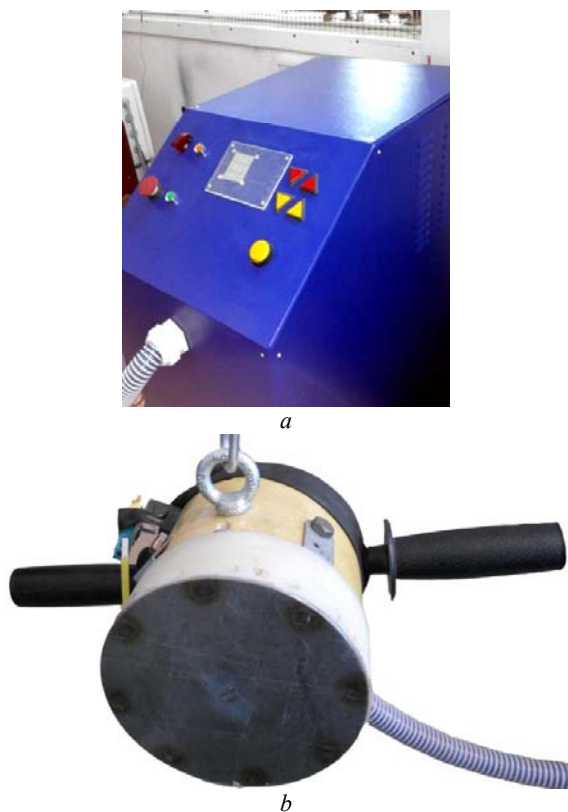


Fig. 3. The external magnetic pulse flattening complex (1 – magnetic pulse flattening tool – ISAS); 2 – the cable connection; 3 – magnetic pulse plant МНУС-2):
a – common complex view; *b* – ISAS

The technological operations was carried out under the following terms:

- stored energy and the voltage of the capacitive storage ~ 2.4 kJ and 1500 V, respectively;
- working frequency and the current pulse amplitude ~ 1500 Hz and ~ 12 kA, respectively;
- current pulses frequency ~ 5 Hz;
- power attraction pulses number, that provides alignment of the sheet sample with a dent $\sim 18\dots 20$.

In the fig. 4 there are presented the experimental samples that illustrate examples of effective external non-contact magnetic pulse dents removing in samples of cars body panels of the Japanese and European production. It is necessary to note about the safety of the protective cover lay.

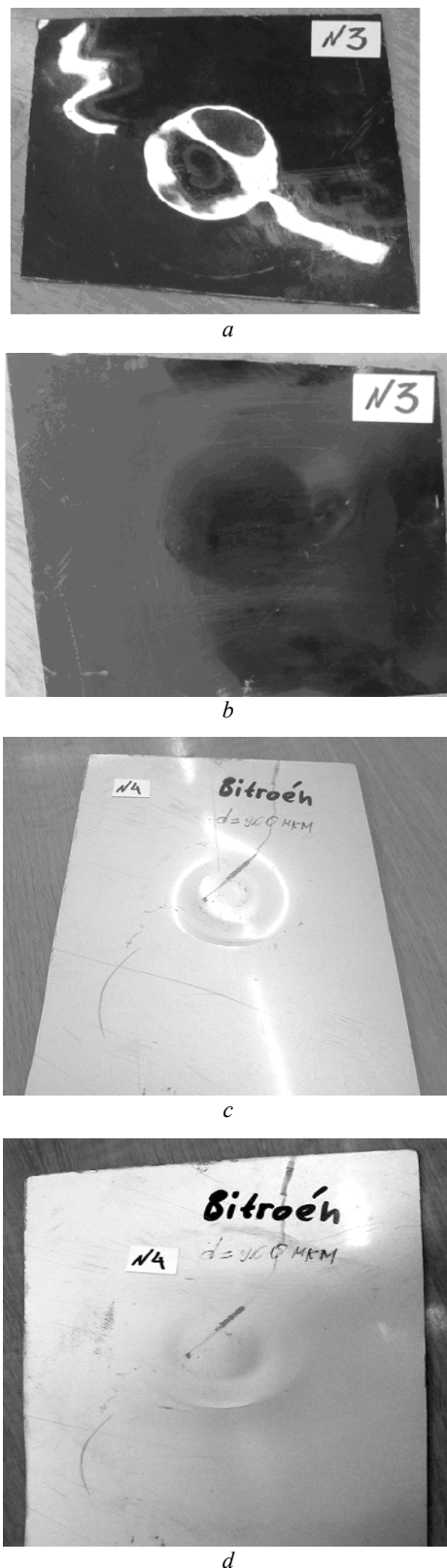


Fig. 4. The experimental samples variety of automotive steels: «Subaru» (*a* – before the power impact, *b* – after attraction); «Citroen» (*c* – before the power impact, *d* – after attraction)

Conclusions.

1. At the low frequent assumption, the theoretical analysis of the electrodynamic process for the «inductor system with attractive shield» with the external one coil circle inductor exciting were conducted.

2. The fundamental workability of the «inductor system with attractive shield» as an effective magnetic pulse sheet metal part attraction tool was proved.

3. The successful experimental testing of the «inductor system with attractive shield» and external exciting for the actual external non-contact dent removing operation in the European and Japan car body samples was conducted.

4. The external magnetic pulse flattening technical route was disclosed and described.

5. The experiment results showed us the efficiency of the proposed magnetic pulse flattening tool in the practical realization for the principally new flattening method with a paintwork covering saving.

REFERENCES

1. Psyk V., Risch D., Kinsey B.L., Tekkayaa A.E., Kleiner M. Electromagnetic forming – A review. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, vol.211, no.5, pp.787-829. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2010.12.012**.
2. Batygin Yu.V., Lavinskiy V.I., Khimenko L.T. *Impul'snyye magnitnyye polya dlya progressivnykh tekhnologiy. Tom 1. Izdaniye vtoroye, pererabotannoye i dopolnennoye*. [Pulsed magnetic fields for advanced technologies. Vol.1. 2nd edition, revised and enlarged.] Kharkov, MOST-Tornado Publ., 2003. 284 p. (Rus).
3. *Electromagnetic Dent Removal*. Available at: <http://www.electroimpact.com/EMAGDR/overview.asp> (accessed 25 May 2014).
4. *Need an electromagnetic dent remover on hand. Fluxtronic offers the best: the Portable Flux 3 dent remover*. Available at: <http://www.fluxtronic.com/product.php> (accessed 07 August 2014).
5. *Welcome to BETAG Innovation*. Available at: <http://www.betaginnovation.com> (accessed 16 June 2014).
6. *Laboratoriia elektromagnitnykh tekhnologii* (Laboratory of Electromagnetic Technology) Available at: <http://electromagnetic.comoj.com> (accessed 10 July 2014).
7. Yuriy V. Batygin, Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of sheet metals – fundamentals and perspective applications. *Journal of Materials Processing Technology*, 2013, vol.213, no.3, pp. 444-452. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2012.10.003**.
8. Batygin Yu.V., Gnatov A.V. Magnetic-pulse attraction and repulsion of thin-walled sheet ferromagnetics. *Electrical Technology Russia*, 2012, no.8, pp. 58-65. (Rus).
9. Batygin Yuri V., Sergey F. Golovashchenko, Andrey V. Gnatov. Pulsed electromagnetic attraction of nonmagnetic sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 2014, vol.214, iss.2, pp. 390-401. doi: **10.1016/j.jmatprotec.2013.09.018**.
10. Batygin Yu.V., Golovashchenko S.F., Chaplygin E.A. Magnetic-pulse attraction of nonmagnetic metals. *Electrical Technology Russia*, 2014, no.2, pp. 40-52. (Rus).
11. Batygin Yu.V., Gnatov A.V., Chaplygin E.O., Trunova I.S., Gopko A.V., Sabokar O.S. *Sposib magnitno-impul'snogo prityagannya metalevikh zagotivok odnovitkovim krugovim induktorom, roztashovanim nad dopomizhnim ekranom* [Method of the magnetic-pulse attraction metal workpieces single-turn circular inductor located on the auxiliary screen]. Patent UA, no.77579, 2013. (Ukr).
12. Batygin Yu.V. Experimental test of the tool for the external EMF removing dents on a car body. *International Journal of Energy and Power Engineering*, 2014, vol.3, no.4, pp. 204-208. doi: **10.11648/j.ijepe.20140304.14**.

Received 25.03.2016

Yu.V. Batygin¹, Doctor of Technical Science, Professor,
E.A. Chaplygin¹, Candidate of Technical Science, Associate
Professor,
O.S. Sabokar¹,
¹Kharkov National Automobile and Highway University,
25, Petrovskogo Str., Kharkov, 61002, Ukraine.
phone +38 057 7073727, e-mail: batygin48@mail.ru,
chapygin.e.a@gmail.com, o.s.sabokar@gmail.com

Л.А. Щебенюк, Т.Ю. Антоненць

ДОСЛІДЖЕННЯ ВТРАТ В ІЗОЛЯЦІЇ ВИСОКОВОЛЬТНИХ СИЛОВИХ КАБЕЛІВ З ПОЛІМЕРНОЮ ІЗОЛЯЦІЄЮ

Розглянуто сучасний нормативний підхід до визначення втрат в ізоляції силових високовольтних кабелів. В стаціонарному режимі навантаження (100 %-ий коефіцієнт навантаження) за діючим міжнародним стандартом (IEC60287-1-1) діелектричні втрати залежать тільки від напруги і від використаного ізоляційного матеріалу. Силові високовольтні кабелі з ізоляцією зі шнитоного поліетилену (СПЕ-кабелі) мають безперечні переваги перед традиційними маслом наповненими, що зумовило їх повсюдне застосування у всіх розвинених країнах і помітне скорочення використання інших типів кабелю. Ряд суттєвих особливостей СПЕ-кабелів, які впливають на температуру в елементах конструкції кабелю, а саме: 1) більші, ніж у традиційних кабелів, значення площі перерізу жил і товщини ізоляції; 2) більші, ніж у традиційних маслом наповнених кабелів, допустима температура ізоляції (90 °C); 3) більші, ніж у традиційних кабелів, значення товщини ізоляції і напівпровідних екранів по жилі і по ізоляції; 4) суттєва залежність теплопровідності і теплоємності поліетиленової ізоляції від температури; 5) наявність елементів конструкції з високим питомим тепловим опором (до 50 °C·м/Вт), що суттєво змінює температуру в елементах конструкції кабелю і, відповідно втрати в цих елементах. Представлено дані щодо визначення втрат в системі ізоляції і напівпровідних екранів по жилі і по ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ для електрофізичних і конструктивних характеристик матеріалів системи ізоляції конкретного кабелю на основі схеми заміщення системи ізоляції. Струм в цій ізоляційній системі є комплексною величиною і значення тангенса кута її діелектричних втрат за промислової частоти визначено як відношення дійсного струму до реактивного. В роботі виконано розрахунок втрат в системі ізоляції, що складається з ізоляції і шнитоного поліетилену, екранів по жилі і по ізоляції з напівпровідного поліетилену. Робота спрямована на створення методу визначення допустимого струму цих кабелів в конкретних умовах експлуатації. Бібл. 7, рис. 2.

Ключові слова: силовий кабель, СПЕ-кабель, втрати в ізоляції, система ізоляції, тангенс кута діелектричних втрат.

Рассмотрен современный нормативный подход к определению потерь в изоляции силовых высоковольтных кабелей. В стационарном режиме нагрузки (100 % -ный коэффициент нагрузки) в соответствии с действующим международным стандартом (IEC 60287-1-1) диэлектрические потери зависят только от напряжения и от использованного изоляционного материала. Силовые высоковольтные кабели с изоляцией из шнитоного полиэтилена (СПЭ-кабели) имеют безусловные преимущества перед традиционными, что обусловило их широкое использование во всех развитых странах и заметное сокращение использования других типов кабелей. Ряд существенных особенностей СПЭ-кабелей, которые влияют на температуру в элементах конструкции кабеля и, соответственно, на потери в них как в рабочих, так и в аварийных режимах эксплуатации, а именно: 1) большие, чем у традиционных маслом наполненных кабелей, значения площади сечения жил и толщины изоляции; 2) большая, чем у традиционных маслом наполненных кабелей, допустимая температура изоляции (90 °C); 3) большие, чем у традиционных маслом наполненных кабелей, значения толщины полупроводящих экранов по жиле и по изоляции; 4) существенная зависимость теплопроводности и теплоемкости полиэтиленовой изоляции от температуры; 5) наличие элементов конструкции с высоким удельным тепловым сопротивлением (до 50 °C·м/Вт), что существенно влияет на температуру в элементах конструкции СПЭ-кабеля и, соответственно, на потери в них. Представлены данные о потерях в системе, состоящей из изоляции и полупроводящих экранов по жиле и по изоляции СПЭ-кабеля на напряжение 110 кВ для электрофизических и конструктивных характеристик материалов системы изоляции конкретного кабеля на основе схемы замещения. Ток в этой изоляционной системе является комплексной величиной, и значение тангенса угла ее диэлектрических потерь при промышленной частоте определено как отношение действительного тока к реактивному. В работе выполнен расчет потерь в системе изоляции, состоящей из изоляции из шнитоного полиэтилена, экрана по жиле и экрана по изоляции из полупроводящего полиэтилена. Работа нацелена на разработку метода оценки пропускной способности СПЭ-кабелей в конкретных условиях испытаний и эксплуатации. Библ. 7, рис. 2.

Ключевые слова: силовой кабель, СПЭ-кабель, потери в изоляции, система изоляции, тангенс угла диэлектрических потерь.

Постановка проблеми. Високовольтні СПЕ-кабелі мають ряд суттєвих особливостей, які впливають на тепловий режим як робочому, так і в аварійному режимі експлуатації:

- більші, ніж у традиційних маслом наповнених кабелів, значення площі перерізу жил і товщини ізоляції, що зумовлює суттєву залежність процесу нагрівання кабелю від теплоємності жили і ізоляції та від втрат в ній;
- більша, ніж у традиційних маслом наповнених кабелів, допустима температура ізоляції (90 °C), що,

по-перше, зумовлює високі значення допустимого струму [1]; по-друге, збільшує втрати в елементах конструкції кабелю, що вимагає окремого розгляду втрат в ізоляції [2];

- суттєва залежність теплопровідності і теплоємності поліетиленової ізоляції від температури (наприклад, питома теплоємність поліетилену при температурі 20 °C дорівнює 2300 Дж/кг·°C, а при 80 °C – 3750 Дж/кг·°C) та наявність елементів конструкції

© Л.А. Щебенюк, Т.Ю. Антоненць

з високим питомим тепловим опором (до $50\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{м}/\text{Вт}$), що змінює тепловий режим роботи ізоляції порівняно з режимом роботи традиційних маслом наповнених кабелів.

Тому дослідження втрат в ізоляції високовольтних кабелів із зшитою поліетиленовою ізоляцією, є необхідним для прийняття технічних рішень щодо їх пропускної і переважувальної спроможності.

Аналіз літератури. Поєднання високої робочої напруженості електричного поля (до $8\text{ кВ}/\text{мм}$ і більше) з тривалою підвищеною температурою ізоляції (до $90\text{ }^{\circ}\text{C}$ і більше) зумовлюють застосування тривалих і дорогих випробувань (long-term test) [3], за якими СПЕ-кабелі піддають сотням циклів нагріву (кожний по 8 годин) з одночасною дією підвищеної напруги $1,7U$; в процесі дії циклів нагріву контролюють всі основні параметри:

- електричні (тангенс кута діелектричних втрат, рівень часткових розрядів);
- теплові (температура в елементах конструкції кабелю і на його поверхні).

В той же час пропускна спроможність силових кабелів визначається виключно розрахунком в номінальних умовах, тобто в стаціонарному режимі навантаження (100 % -ий коефіцієнт навантаження) [4]. Відповідно, номінальний струм I_n , – необмежено тривалий, за якого встановлюється максимальна температура жили при номінальних умовах оточуючого середовища. Практично застосовні розрахункові моделі для визначення I_n обов'язково включають розрахунок втрат в ізоляції високовольтних кабелів [4].

Оскільки втрати в елементах конструкції кабелю опосередковано впливають на втрати в ізоляції, а в умовах експлуатації кабель практично ніколи не працює в стаціонарному гранично допустимому режимі, то для перевірки працездатності конкретних кабелів використовують або спеціальні лабораторії [5, 6], або кабель приймають під гарантії виробника. Останнє означає необхідність дослідження у виробника втрат в ізоляції конкретних кабелів. Очевидно, що нормовані розрахунки є необхідними. Але для інноваційної продукції, яка суттєво відрізняється від традиційної, використання тільки нормованих методів є недостатнім. Наприклад, в [7] нами запропоновано метод використання універсальних і уніфікованих розрахункових моделей процесів тепло і масообміну в високовольтних кабелях з пластмасовою ізоляцією для дослідження їх пропускної спроможності шляхом інтервального оцінювання параметрів моделей. Показано, що для розрахунку пропускної спроможності силового високовольтного кабелю з пластмасовою ізоляцією необхідне спільне вирішення моделей, які описують конструктивні, електричні, теплові та економічні параметри кабелю. Наведено рішення для одножильного кабелю перерізом 625 мм^2 на напругу 220 кВ . Встановлено, що оптимальний діапазон товщини ізоляції від $9,5\text{ мм}$ до $10,5\text{ мм}$ і при подальшому зменшенні товщини ізоляції пропускна спроможність кабелю зменшується.

Мета роботи – оцінити потужність втрат в системі ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ в номінальному режимі навантаження за допомогою схем заміщення.

Результати досліджень. В основу розрахунків втрат в ізоляції високовольтних СПЕ-кабелів покладено аналогію процесів тепло-масообміну, зокрема процесів перенесення зарядів і процесу перенесення тепла. Відповідні моделі однакові за своєю структурою, вони включають як базові різницю потенціалів (електричних чи теплових), потік, опір, провідність. Відповідно всі інші елементи моделей, що описують той чи інший процес, є похідними від цих величин, і математичний опис того чи іншого процесу в системі диференціальних рівнянь є досить універсальним та уніфікованим [2, 3].

У циліндричних координатах (r, θ, z) , найбільш прийнятних для опису процесів тепломасообміну в кабелях, для потенціалу застосовують рівняння Пуассона, в якому, якщо потенціал φ залежить тільки від радіуса r (радіальне поле в однорідній речовині), градієнт потенціалу обернено пропорційний до радіуса:

$$-d\varphi/dr = \varphi_0/[r \cdot \ln(r_2/r_1)], \quad (1)$$

де r_1, r_2 – радіуси еквіпотенціалей, між якими має місце радіальне поле в однорідній речовині, $r_1 < r_2$; $\varphi = \varphi_0$ при $r = r_1$, і $\varphi = 0$ при $r = r_2$.

Ця модель є основною розрахунковою моделлю, що використовується в кабельній техніці для опису стаціонарних процесів перенесення зарядів чи тепла через однорідну речовину в радіальному полі.

Оскільки потенціал залежить тільки від радіуса лише за умови необмежено довгого кабелю, а речовина, в якій відбувається процес перенесення, в тій чи іншій мірі є неоднорідною, то застосування моделі (1) зумовлює похибку тим меншу, чим названі вище умови ближчі до реальності. Щоб уникнути суттєвої похибки, треба обчислення виконувати для інтервалів можливих значень параметрів і порівнювати результати розрахунків із результатами, що впливають з реального досвіду.

Наприклад, при розрахунку втрат у діелектрику кабелів з поліетиленовою ізоляцією треба використати інтервал значень питомого теплового опору ізоляції, оскільки цей параметр залежить від температури [7]. Використання аналогії процесів переносу зарядів і переносу тепла для визначення розподілу напруженості поля в елементах конструкції СПЕ-кабелю, якщо процес перенесення **стаціонарний** (параметри процесу не залежать від часу) і **лінійний**, відношення відповідних рушійної різниці потенціалів (наприклад, різниця температур $\tau, \text{К}$) до інтенсивності потоку (для теплового потоку $P, \text{Дж}/\text{с}$) є сталим. Тоді для потоку через будь-який однорідний елемент конструкції кабелю:

$$\tau = P \cdot S, \quad (2)$$

де S – опір елемента конструкції кабелю.

Якщо потік тепловий і радіальний, то тепловий опір ізоляції визначається **на одиницю довжини кабелю** формулою :

$$S_i = \sigma_i \ln(r_2/r_1)/2\pi, \quad (3)$$

де r_1, r_2 – радіуси еквіпотенціалей радіального поля відповідно по жилі і по ізоляції; σ_i – питомий тепловий опір ізоляції.

Система ізоляції СПЕ-кабелю складається з послідовно розташованих шарів різних матеріалів: напівпровідного екрану по жилі, ізоляції і напівпровідного екрану по ізоляції. Тому для розрахунку процесу перенесення зарядів при постійному струмі в такій системі необхідно врахувати різні значення питомого електричного опору всіх трьох елементів.

Напівпровідні екрани по жилі і по ізоляції складаються з композиційного матеріалу – зшитого поліетилену, наповненого ацетиленовою сажею. Такий матеріал за структурою і характеристиками можна розглядати як неідеальний діелектрик, що проводить електричний струм. Для орієнтовного оцінювання потужності розсіювання енергії в напівпровідних екранах конкретних конструкцій кабелів можна використати різні схеми заміщення системи «напівпровідний екран по жилі – ізоляція – напівпровідний екран по ізоляції». Наприклад, відому паралельну схему заміщення для кожного з елементів системи, наведену на рис. 1.

Якщо параметри схеми заміщення C_1, C_2, C_3 і R_1, R_2, R_3 визначити за відомими формулами для радіального електричного поля:

$$C = 2\pi \cdot \varepsilon \cdot \varepsilon_0 \ln(r_2/r_1), \quad (4)$$

де ε_0 – електрична константа, ε – відносна діелектрична проникність ізоляції; $\varepsilon_0 = 1/\mu_0 c_0^2 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м; $c_0 = 2,99 \dots \times 10^8$ м/с – швидкість світла у вакуумі; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнітна константа;

$$R = (2\pi \cdot \gamma)^{-1} \cdot \ln(r_2/r_1), \quad (5)$$

де γ – питома електропровідність матеріалу елемента, то відповідні комплексні опори цих елементів визначаються спільною формулою (6).

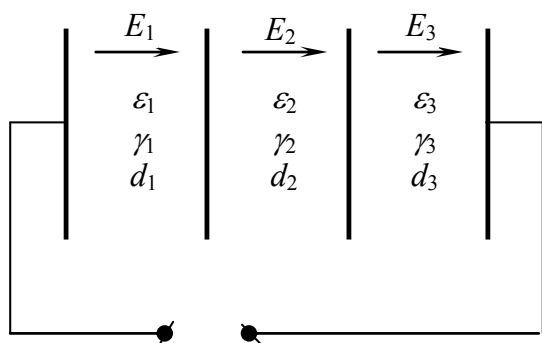


Рис. 1. Схема системи «напівпровідний екран по жилі – ізоляція – напівпровідний екран по ізоляції»: $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ – відносні діелектричні проникності матеріалу елементів; $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$ – питомі електропровідності матеріалу елементів; d_1, d_2, d_3 – товщини елементів системи

Комплексні опори елементів системи ізоляції:

$$Z = -jX_c \cdot R / (R - jX_c), \quad (6)$$

де R, X_c – активний і реактивний опір відповідного елемента системи, $X_c = (\omega C)^{-1} = (2\pi f C)^{-1}$; f – частота; C – ємність елемента системи ізоляції.

В (6) замість Z, C, R підставлено відповідні значення для напівпровідного екрану по жилі (Z_1, C_1, R_1),

ізоляції (Z_2, C_2, R_2), напівпровідного екрану по ізоляції (Z_3, C_3, R_3). Струм, який протікає через ізоляцію і напівпровідні екрани кабелю визначається фазною напругою кабелю U і сумою комплексних опорів елементів системи ізоляції кабелю:

$$I = U / (Z_1 + Z_2 + Z_3). \quad (7)$$

Напруга на елементах системи і активні втрати в них визначено формулами:

$$U_1 = I \cdot Z_1; \quad P_1 = U_1 \cdot [Re(I) - jIm(I)]; \quad (8)$$

$$U_2 = I \cdot Z_2; \quad P_2 = U_2 \cdot [Re(I) - jIm(I)]; \quad (9)$$

$$U_3 = I \cdot Z_3; \quad P_3 = U_3 \cdot [Re(I) - jIm(I)]. \quad (10)$$

Втрати в системі ізоляції визначено формулою:

$$P = U \cdot [Re(I) - jIm(I)]. \quad (11)$$

Таким чином, втрати в системі ізоляції P залежать від напруги, пов'язані з електрофізичними характеристиками використаного матеріалу (з відносною діелектричною проникністю ε , питомою електропровідністю γ) і з геометричними розмірами елементів системи ізоляції.

З іншого боку практично застосовною і рекомендованою відповідним міжнародним стандартом [2] формулою, за якою визначають втрати P_d в діелектрику силових високовольтних кабелів, є співвідношення, що включає значення тангенса кута діелектричних втрат $tg\delta$:

$$P_d = \omega C U^2 tg\delta, \quad (12)$$

де ω – кругова частота, $\omega = 2\pi f$; C – ємність на одиницю довжини; U – фазна напруга.

Значення тангенса кута діелектричних втрат визначають експериментально. Для зшитого поліетилену високовольтних кабелів в [2] наведено значення $tg\delta = 0,0015$. Потужність втрат P_d у діелектрику кабелю АПвЕВнгд 1×500 на 110 кВ за (12) становить $P_d = 0,33$ Вт/м.

Значення потужності втрат в системі ізоляції розраховане за формулою (11) для цього кабелю $P = 0,34$ Вт/м при питомій електропровідності діелектрика 10^{-11} См/м і питомій електропровідності матеріалу напівпровідних екранів в діапазоні від 10^{-1} См/м до 10^1 См/м. Очевидно, що застосування більш складних схем заміщення системи «напівпровідний екран по жилі – ізоляція – напівпровідний екран по ізоляції» кабелю може забезпечити більшу точність розрахунків. Але відповідність значень P_d і P є достатньою для вирішення за допомогою даної схеми заміщення поставленої задачі, а саме, – орієнтовної оцінки втрат у напівпровідних екранах високовольтного кабелю порівняно із втратами в його ізоляції.

За допомогою (7) тангенс кута діелектричних втрат системи ізоляції може бути визначено як відношення дійсного струму до реактивного:

$$tg\delta = Re(I)/Im(I). \quad (13)$$

На рис. 2 наведено ілюстрацію результатів розрахунків за (13) у вигляді залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ від питомої електропровідності матеріалу екрана. Ці дані, по-перше, свідчать про те, що зменшення питомої електропровідності матеріалу екрана зумовлює збільшення втрат в екрані, але в достатньо широкому діапазоні значень питомої елект-

ропровідності матеріалу екрана, до якого належать реальні значення у відповідних конструкціях кабелю, а саме від 10^{-3} См/м до 10^2 См/м, потужністю втрат у напівпровідних екранах можна знехтувати у порівнянні з потужністю втрат в ізоляції.

По-друге, максимум на залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ від питомої електропровідності матеріалу екрана γ_e за будь-яких значень відносної діелектричної проникності матеріалу екрана знаходиться далеко від реальних значень γ_e (щонайменше на п'ять порядків), тобто цей максимум не має практичного значення.

По-третє, за реальних значень відносної діелектричної проникності матеріалу напівпровідних екранів в системі ізоляції високовольтних СПЕ-кабелів (не менше 100 при частоті 50 Гц), максимальне значення $tg\delta$ наближається до нормативного ($tg\delta = 0,0015$). Це свідчить про прийнятність схеми заміщення у вигляді послідовного з'єднання комплексних опорів трьох елементів системи ізоляції. Всі елементи представлені паралельним з'єднанням активного і реактивного опору.

Максимум на залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції СПЕ-кабелю має місце за умови рівності абсолютних значень активного і реактивного опору напівпровідних екранів:

$$Re(Z_1) = -Im(Z_1); \quad (14)$$

$$Re(Z_3) = -Im(Z_3), \quad (15)$$

що свідчить про переважно ємнісний характер струму через напівпровідний екран при реальних значеннях електрофізичних характеристик матеріалу напівпровідного екрану.

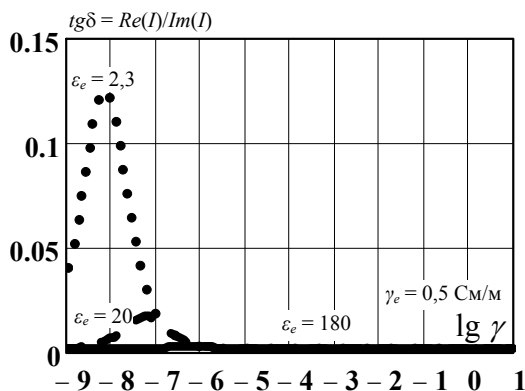


Рис. 2. Залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ від питомої електропровідності матеріалу екрана за різних значень відносної діелектричної проникності матеріалу екрана ϵ_e (наведені результати одержані для кабелю з товщиною ізоляції 16 мм)

Висновки

1. За допомогою аналізу схеми заміщення визначено потужність втрат в системі ізоляції СПЕ-кабелю на напругу 110 кВ в номінальному режимі навантаження.

2. Виходячи з того, що значення $tg\delta$ зшитого поліетилену за стандартами ІЕС становить 0,0015, визначено, що потужність втрат в системі ізоляції кабелю АПвЕВнгд 1×500 на 110 кВ дорівнює 0,33 Вт/м. Зна-

чення потужності втрат в системі ізоляції, розраховане за схемою заміщення для цього ж кабелю, становить 0,34 Вт/м при питомій електропровідності діелектрика 10^{-11} См/м та питомій електропровідності матеріалу напівпровідних екранів в діапазоні від 10^{-1} См/м до 10^1 См/м.

3. Струм, який тече через ізоляцію і напівпровідні екрани кабелю, визначається фазною напругою і сумою комплексних опорів цих елементів конструкції кабелю. Критерієм коректності результатів розрахунків за схемою заміщення є фактичний збіг цих результатів з даними міжнародних нормативних документів. Відтак можна зробити висновок, що розрахунки за прийнятою схемою заміщення можна застосовувати для орієнтовної оцінки необхідності врахування втрат у напівпровідних екранах високовольтного кабелю порівняно із втратами в його ізоляції.

4. В достатньо широкому діапазоні значень питомої електропровідності матеріалу екрана, до якого належать реальні значення у відповідних конструкціях кабелю, а саме від 10^{-3} См/м до 10^2 См/м, потужністю втрат у напівпровідних екранах можна знехтувати у порівнянні з потужністю втрат в ізоляції.

5. Зменшення питомої електропровідності матеріалу екрана зумовлює збільшення втрат в системі ізоляції кабелю. Відповідно на залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції високовольтного СПЕ-кабелю спостерігається максимум. Значення питомої електропровідності матеріалу екрана γ_e , за якого є максимум втрат:

- знаходиться далеко від реальних значень γ_e (щонайменше на п'ять порядків), тобто не має практичного значення;

- за реальних значень відносної діелектричної проникності матеріалу напівпровідних екранів в системі ізоляції високовольтних СПЕ-кабелів (не менше 100), максимальне значення $tg\delta$ наближається до нормативного ($tg\delta = 0,0015$);

- максимум на залежності тангенса кута діелектричних втрат системи ізоляції СПЕ-кабелю має місце за умови рівності абсолютних значень активного і реактивного опору напівпровідних екранів, що є властивістю прийнятої схеми заміщення.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Карпушенко В.П., Щебенюк Л.А., Антоненко Ю.О., Науменко О.А. Силові кабелі низької та середньої напруги. Конструювання, технологія, якість. Х.: Регіон-інформ, 2000. – 376 с.
2. ІЕС 60287-1-1: 2001. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 1-1: Current rating equations (100% load factor) and calculation of losses – General. – 65 p.
3. СИГРЭ № 303 «Revision of qualification procedures for high voltage and extra high voltage AC extruded underground cable systems», 2006.
4. ІЕС 60287-2-1: 2001. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 2-1: Thermal resistance – Calculation of thermal resistance. – 84 p.
5. ІЕС 62067: Ed. 1.1b: 2006. Power cables with extruded insulation and their accessories for rated voltages above 150 kV

($U_m = 170$ kV) up to 500 kV ($U_m = 550$ kV) – Test methods and requirements. – 90 p.

6. HD 632 S1: 1998. Power cables with extruded insulation and their accessories for rated voltages above 36 kV ($U_m = 42$ kV) up to 150 kV ($U_m = 170$ kV) Part 2: Additional test methods.

7. Щебенюк Л.А., Антоненко Т.Ю. До визначення пропускної спроможності високовольтних силових кабелів з пластмасовою ізоляцією // Вісник НТУ «ХПІ». – 2011. – №3. – С. 152-157.

REFERENCES

1. Karpushenko V.P., Shchebeniuk L.A., Antonets Yu.O., Naumenko O.A. *Sylovi kabeli nyz'koyi ta seredn'oyi napruhy. Konstruyuvannya, tekhnolohiya, yakist'* [Power cables of low and medium voltage. Designing, technology, quality]. Kharkiv, Region-inform Publ., 2000. 376 p. (Ukr).

2. IEC 60287-1-1: 2001. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 1-1: Current rating equations (100% load factor) and calculation of losses – General. – 65 p.

3. SIGRE № 303 «Revision of qualification procedures for high voltage and extra high voltage AC extruded underground cable systems», 2006.

4. IEC 60287-2-1: 2001. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 2-1: Thermal resistance – Calculation of thermal resistance. – 84 p.

5. IEC 62067: Ed. 1.1b: 2006. Power cables with extruded insulation and their accessories for rated voltages above 150 kV ($U_m = 170$ kV) up to 500 kV ($U_m = 550$ kV) – Test methods and requirements. – 90 p.

6. HD 632 S1: 1998. Power cables with extruded insulation and their accessories for rated voltages above 36 kV ($U_m = 42$ kV) up to 150 kV ($U_m = 170$ kV) Part 2: Additional test methods.

7. Shchebeniuk L.A., Antonets T.Yu. To determine the capacity of high-voltage power cables with plastic insulation. *Visnyk NTU «KhPI» – Bulletin of NTU «KhPI»*, 2011, no.3, pp. 152-157. (Ukr).

Щебенюк Леся Артемівна¹, к.т.н., проф.,

Антоненко Тарас Юрійович¹, аспірант,

¹Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут», 61002, Харків, вул. Кирпичова, 21, e-mail: agurin@kpi.kharkov.ua

L.A. Shchebeniuk¹, T.Yu. Antonets¹

¹National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute», 21, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Investigation of losses in insulation of high-voltage power cables with XLPE insulation.

In this paper the authors calculate the losses in insulation system cable with XLPE-polyethylene as a solid dielectric insulation and with semiconductor polyethylene used as a conductor screen and an insulation screen. The paper is devoted to the investigation of losses in the insulation system of high-voltage XLPE-cables. The line of XLPE-cables in group running horizontally, provided that the cables are of equal diameter and emit equal losses. It is limited to the following: the air flow around the cables may be necessary restricted by proximity to next cables. The dielectric losses are voltage depended and related to the insulation system materials being used. All current in this insulation system are complex quantities containing both real ($Re(I)$) and imaginary ($Im(I)$) parts. Values of the loss factor of the insulation system at power frequency $tg\delta$ are given as $tg\delta = Re(I)/Im(I)$. It was proposed the quantities criterion of the loss factor of the insulation system to high voltage XLPE-cables. The work is devoted to creation of a method for calculation of the current rating of high-voltage cables in conditions function. References 7, figures 2.

Key words: power cable, XLPE-cable, insulation losses, insulation system, loss factor.

Надійшла (received) 05.05.2016

Р.В. Зайцев, М.В. Кириченко, А.В. Холод, Л.В. Зайцева, Д.С. Прокопенко, Г.С. Хрипунів

РОЗРАХУНОК РОБОЧИХ ПАРАМЕТРІВ ВИСОКОВОЛЬТНОЇ СИСТЕМИ ВІДБОРУ ПОТУЖНОСТІ ФОТОЕЛЕКТРИЧНОЇ СТАНЦІЇ

Проведено аналіз роботи системи відбору потужності фотоелектричної станції з використанням підвищувального перетворювача. Показано, що коефіцієнт корисної дії такої системи в широкому діапазоні освітленості фотоелектричного модуля знаходиться на рівні 0,92, тоді як ефективність класичних систем відбору потужності не перевищує 0,70. Розроблено принципова електрична схема регульованого мостового резонансного підвищувального перетворювача з цифровим керуванням, що забезпечує надійність роботи, швидке і точне знаходження точки максимальної потужності і ефективність перетворення до 0,96. Бібл. 7, табл. 3, рис. 4.

Ключові слова: фотоенергетичний модуль, підвищувач, система відбору потужності, фотоелектрична станція, коефіцієнт корисної дії.

Проведен анализ работы системы отбора мощности фотоэлектрической станции с использованием повышающего преобразователя. Показано, что коэффициент полезного действия такой системы в широком диапазоне освещенности фотоэлектрического модуля находится на уровне 0,92, тогда как эффективность классических систем отбора мощности не превышает 0,70. Разработана принципиальная электрическая схема регулируемого мостового резонансного повышающего преобразователя с цифровым управлением, обеспечивающая надежность работы, быстрое и точное нахождение точки максимальной мощности и эффективность преобразования до 0,96. Библ. 7, табл. 3, рис. 4.

Ключевые слова: фотоэнергетический модуль, повышающий преобразователь, система отбора мощности, фотоэлектрическая станция, коэффициент полезного действия.

Вступ. Для забезпечення вироблення максимальної електричної потужності фотоелектричної станції (ФЕС), крім використання високоефективних фотоелектричних модулів (ФЕМ), оснащених концентраторами сонячного випромінювання, необхідно використовувати високоефективну систему відбору потужності (СВП) [1]. Найважливішою складовою частиною системи відбору потужності є DC-DC перетворювач, який забезпечує підвищення постійної напруги, що виробляється в процесі експлуатації ФЕМ, для його подальшої високоефективної передачі і перетворення [2, 3]. При цьому, оскільки в залежності від денної зміни сонячного випромінювання змінюється і електрична потужність, що виробляється ФЕМ, то оптимізацію конструктивного рішення DC-DC перетворювача і системи відбору потужності слід проводити з урахуванням всього діапазону електричної потужності, що перетворюється. Оптимізація конструктивно-технологічних рішень всіх складових системи перетворення сонячної енергії в електроенергію промислової частоти дозволить підвищити ефективність ФЕС і за сукупністю енергетичних і економічних показників досягти її конкурентоспроможності на внутрішньому і світовому ринку.

Постановка задачі. Виходячи з викладеного вище, метою роботи є розробка схемотехнічного і конструктивного рішень та розрахунок робочих параметрів високовольтної системи відбору потужності фотоелектричної станції. На першому етапі досліджувалася залежність електричної потужності ФЕМ від інтенсивності падаючого сонячного випромінювання. На основі цих даних на другому етапі проводився розрахунок резонансного кола DC-DC перетворювача і параметрів його роботи, розроблялася принципова електрична схема DC-DC перетворювача, на третьому етапі проводився аналіз роботи системи відбору потужності з використанням підвищувального DC-DC перетворювача.

Методика проведення експерименту. Вимірювання струму короткого замикання (I_{SC}), напруги холостого ходу (U_{OC}), робочої (I_W) та максимальної (P_{MAX}) електричної потужності та коефіцієнту корисної дії (ККД) типових промислових зразків ФЕМ китайського виробництва проводилися при потужності сонячного випромінювання від 1000 до 2000 Вт/м², що дозволяє моделювати їх роботу при застосуванні концентраторів. Вимірювання зазначених величин проводилося методом навантажувальної світлової вольт-амперної характеристики з застосуванням розробленого і виготовленого стенду, блок-схему і зовнішній вигляд якого наведено на рис. 1.

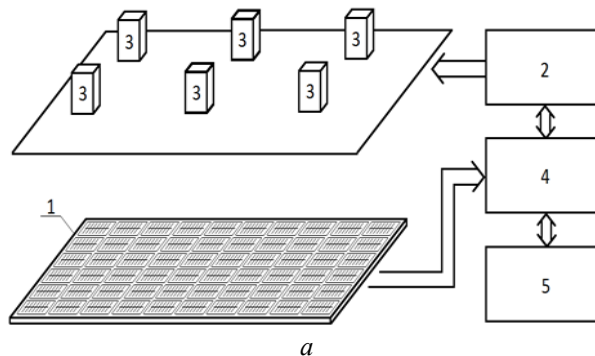


Рис. 1. Блок-схема (а) та зовнішній вигляд (б) стенду для дослідження ФЕМ

Таблиця 1

Вихідні параметри, характерні для досліджених зразків ФЕМ, визначені при різних потужностях випромінювання (P_f), що падає на фронтальну поверхню ФЕМ

P_f , Вт/м ²	U_{OC} , В	I_{SC} , А	I_w , А	P_{MAX} , Вт	ККД, %
1000	36,99	7,68	7,37	241,49	16,54
1100	37,12	8,45	8,11	266,65	16,60
1200	37,24	9,21	8,85	291,80	16,65
1300	37,39	9,98	9,58	317,08	16,71
1400	37,51	10,76	10,33	342,96	16,78
1500	37,60	11,54	11,08	368,99	16,84
1600	37,74	12,29	11,80	394,48	16,88
1700	37,86	13,03	12,50	419,16	16,89
1800	37,59	13,83	13,28	441,97	16,81
1900	37,28	14,60	14,01	462,45	16,67
2000	36,98	15,33	14,71	481,61	16,50

Стенд для проведення досліджень ФЕМ включає в себе: досліджуваний ФЕМ (1), блок керування (2), імпульсний освітлювач на основі ксенонових ламп-спалахів (3), магазин опорів навантаження (4) з електронною комутацією за допомогою MOSFET-транзисторів і цифровий осцилограф, призначений для реєстрації експериментальних даних (5).

Для використання в якості опору навантаження був розроблений і виготовлений магазин опорів навантаження, комутація окремих резисторів в якому здійснюється за допомогою сучасних MOSFET транзисторів типу IRFZ48Z, яким притаманна у відкритому стані дуже малою (0,011-0,012 Ом) і стабільною величиною опору каналу, та не вносять, таким чином, суттєвої похибки в величину опору навантаження, навіть при вимірюванні струму короткого замикання. Реєстрація падіння напруги на опорі навантаження здійснювалася за допомогою цифрового осцилографа RIGOL DS1052E, що має можливість безпосереднього підключення до персонального комп'ютера.

Принцип роботи даного стенду полягає в наступному. При імпульсному опроміненні від освітлювача ФЕМ генерує фотострум, тривалість амплітудного значення сили якого приблизно відповідає тривалості основної фази горіння лампа-спалаху, яка становить близько 1 мс. Амплітудне значення сили фотоструму, розділяючись на діодну компоненту, що протікає крізь шунтувальний опір і амплітудне значення сили струму, що протікає в опорі навантаження 4, викликає падіння напруги на опорі навантаження, яке реєструється цифровим запам'ятовуючим осцилографом 5, що працює в режимі розгортки, що очікує.

Для контролю температури ФЕМ в процесі вимірювань безпосередньо до ФЕМ приєднували термопару. Визначення і регулювання рівня потужності випромінювання на фронтальній поверхні ФЕМ в діапазоні 1000-2000 Вт/м² здійснювалося з використанням еталонного фотоелектричного перетворювача, що має відому величину струму короткого замикання при потужності випромінювання 1000 Вт/м². Дослідження за вказаною методикою послідовно проводилися для значень потужності випромінювання: 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600 1700, 1800, 1900, 2000 Вт/м² і повторювалися для трьох експериментальних зразків ФЕМ.

Результати та їх обговорення.

1. Вплив потужності випромінювання на ефективність роботи фотоенергетичного модуля.

Характерні результати дослідження експериментальних зразків ФЕМ представлені в табл. 1. На рис. 2 приведені побудовані на основі отриманих даних узагальнені графіки залежностей напруги холостого ходу, струму короткого замикання, максимальної потужності і ККД від потужності випромінювання, що падає на фронтальну поверхню ФЕМ. За результатами проведених досліджень експериментальних зразків ФЕМ можна зробити висновок, що для досліджених зразків при інтенсивності випромінювання 1500-1800 Вт/м² характерні величина напруги холостого ходу 37,5 В, величина струму короткого замикання 11-13 А, величина максимальної потужності до 440 Вт при напрузі в робочій точці не менше 33 В, що забезпечує ККД фотоелектричного модуля не менше 16,8 %.

Слід зазначити, що використання експериментальних зразків ФЕМ в умовах слабкоконцентрованого сонячного випромінювання є виправданим, оскільки саме при потужності випромінювання 1700 Вт/м² досліджені ФЕМ досягають максимального ККД в 16,89 %. Додатковою перевагою використання слабкоконцентрованого випромінювання є підвищення максимальної потужності, що виробляється ФЕМ до 419 Вт, що в 1,7 рази перевершує зазначену величину, характерну для класичних сонячних панелей.

Використання слабкоконцентрованого сонячного випромінювання також є додатковим аргументом на користь оснащення кожного ФЕМ підвищуючим DC-DC перетворювачем при розробці СВП, оскільки робочий струм ФЕМ при потужності випромінювання 1700 Вт/м² досягає 13 А практично вдвічі перевершує аналогічну величину при потужності випромінювання 1000 Вт/м², що в разі виконання СВП традиційним способом спричинить додаткові втрати в з'єднувальних кабелях, або призведе до необхідності істотних витрат на оснащення фотоелектричної станції кабелями збільшеного перерізу.

2. Розробка підвищуючого DC-DC перетворювача для високоефективної системи відбору потужності.

При розробці підвищуючого DC-DC перетворювача в якості опорних використовувались параметри, отримані при дослідженні серії ФЕМ (табл. 1).

2.1. Розрахунок резонансного DC-DC кола і параметрів роботи перетворювача.

Коефіцієнт передачі регульованого мостового резонансного перетворювача:

$$G = K \cdot n, \quad (1)$$

де K – коефіцієнт передачі резонансного LLC кола; n – відношення числа витків вторинної обмотки до числа витків первинної обмотки трансформатора TR1.

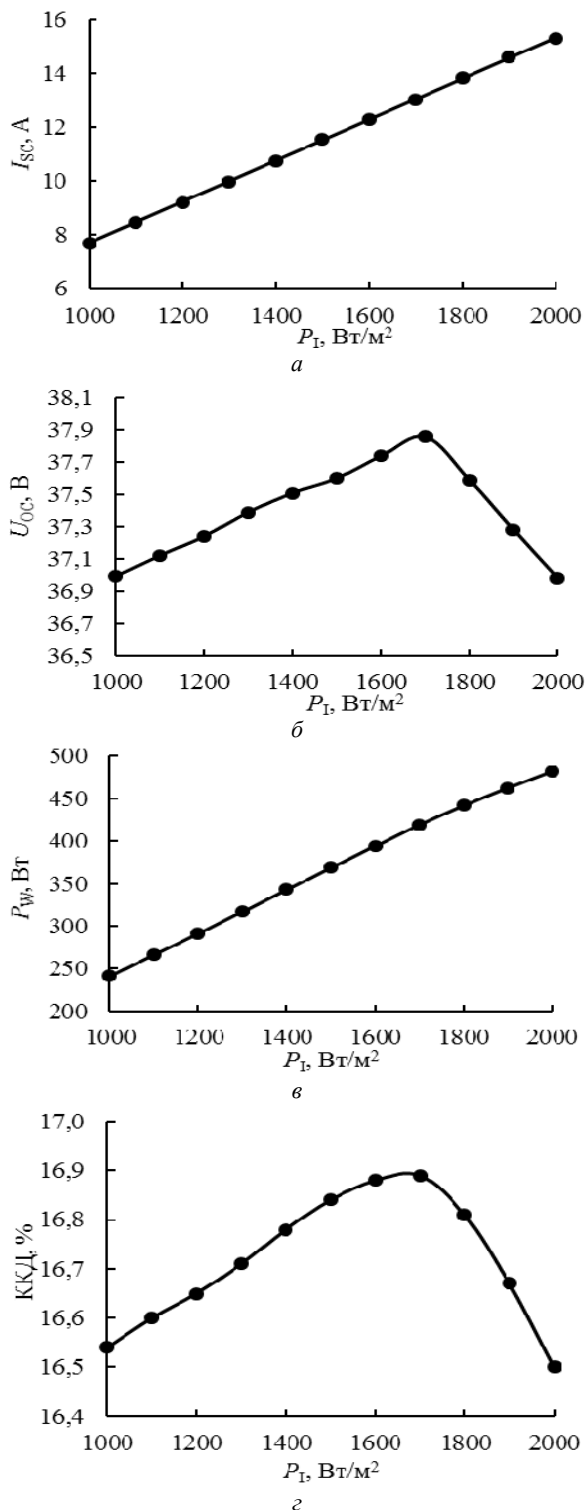


Рис. 2. Характерні графіки залежностей струму короткого замикання (а), напруги холостого ходу (б), максимальної потужності (в) і ККД (г) досліджених ФЕМ від потужності випромінювання, що падає на фронтальну поверхню

Оскільки резонансний перетворювач має максимальну ефективність при $K = 1$, обчислимо n з умови максимальної ефективності в номінальному режимі роботи перетворювача:

$$n = \frac{U_{in.nom.}}{U_{out.nom.}} = \frac{30}{630} = \frac{1}{21}, \quad (2)$$

де $U_{in.nom.}$ – номінальна вхідна напруга перетворювача; $U_{out.nom.}$ – номінальна вихідна напруга перетворювача.

Коефіцієнт передачі резонансного LLC кола повинен приймати максимальне значення K_{max} при поєднанні мінімальної вхідної ($U_{in.min.}$) і максимальної вихідної напруги ($U_{out.max.}$), і мінімальне значення K_{min} при поєднанні максимальної вхідної ($U_{in.max.}$) і мінімальної вихідної ($U_{out.min.}$) напруги:

$$K_{max} = n \cdot \frac{U_{out.max.}}{U_{in.min.}} = \frac{1}{21} \cdot \frac{700}{23} \approx 1,45; \quad (3)$$

$$K_{min} = n \cdot \frac{U_{out.min.}}{U_{in.max.}} = \frac{1}{21} \cdot \frac{600}{42} \approx 0,68. \quad (4)$$

Для розрахунку параметрів резонансного LLC кола скористаємося еквівалентною схемою заміщення резонансного кола [3-5]. Для наведеної схеми заміщення коефіцієнт передачі резонансного LLC кола описується виразом:

$$K = \left| \frac{U_{in}}{U_{out}} \right| = \frac{F_x^2(m-1)}{\sqrt{(mF_x^2-1) + F_x^2(F_x^2-1)^2(m-1)^2 Q^2}}, \quad (5)$$

де

$$Q = \frac{\sqrt{\frac{L_r}{C_r}}}{R_{ac}} - \text{добротність}; \quad R_{ac} = \frac{8}{\pi^2} n^{-2} \frac{U_{out}}{I_{out}} - \text{приведений опір навантаження};$$

U_{in} – вхідна напруга перетворювача; U_{out} – вихідна напруга перетворювача;

I_{out} – вихідний струм перетворювача; $F_x = \frac{f_s}{f_r}$ – нор-

малізована частота перемикання транзисторів; f_s – частота перемикання транзисторів перетворювача;

$f_r = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_r C_r}}$ – резонансна частота контуру L_r, C_r ;

L_r – резонансна індуктивність; C_r – резонансна єм-

ність; $m = \frac{L_r + L_m}{L_r}$ – відношення сумарної вхідної

індуктивності контуру до резонансної індуктивності; L_m – індуктивність намагнічування трансформатора.

Мінімальний приведений опір навантаження $R_{ac.min.}$ відповідає мінімальній вихідній напрузі та максимальній вихідній потужності ($P_{in.max.}$) при очікуваному максимальному коефіцієнті корисної дії 98 %:

$$R_{ac.min.} = \frac{8}{\pi^2} n^2 \frac{U_{out.min.}^2}{P_{in.max.} \cdot \eta} = \frac{8}{3,14^2} \cdot 0,047619^2 \cdot \frac{600^2}{300 \cdot 0,98} \approx 2,25 \text{ Ом}. \quad (6)$$

Правильний розрахунок резонансного кола дозволяє отримати оптимальні характеристики перетворювача. Алгоритм дозволяє в кілька ітерацій розрахувати необхідні параметри резонансного LLC кола. Використовуючи наближений розрахунок і уточнюючи його за допомогою моделювання можна отримати досить вірні результати при значній економії часу.

Мінімальна вхідна напруга DC-DC перетворювача відповідає максимальній температурі ФЕМ, освітленості 200 Вт/м², тобто вхідній потужності ($P_{in.min.}$) не більше:

$$P_{in,min.}(23B) \leq 23B \cdot I_{in,nom.} \cdot \frac{200}{1000} \frac{Bm}{M^2} = 37,6 Bm. \quad (7)$$

Максимальне значення добротності відповідає максимальному вихідному струму. Вихідний струм приймає максимальне значення при мінімальній вихідній напрузі та максимальній вихідній потужності. Значення мінімального наведеного опору навантаження $R_{ac,min.} = 2,25$ Ом відповідає максимальній добротності LLC контуру, при цьому максимальне значення коефіцієнта передачі резонансного кола $K_{max} = 1,45$ потрібно при вхідній потужності 50 Вт і вихідній напрузі 700 В. За виразом для R_{ac} визначається значення мінімального наведеного опору навантаження $R_{ac,min.}$ для вхідної напруги 23 В:

$$R_{ac,min.}(23B) = \frac{8}{3,14^2} \cdot 0,047619^2 \cdot \frac{600^2}{50 \cdot 0,98} \approx 13,5 \text{ Ом} \quad (8)$$

Дані для частоти резонансу 100 кГц, отримані за алгоритмом розрахунку параметрів резонансного кола шляхом декількох ітерацій з перевіркою комп'ютерним моделюванням, представлено в табл. 2. Значення відношення сумарної вхідної індуктивності контуру до резонансної $m = 11$.

Таблиця 2

Параметри резонансного кола

$U_{in}, \text{В}$	$P_{in}, \text{Вт}$	K_{max}	K	$R_{ac,max.}, \text{Ом}$	Q_{max}	F_x
23	50	1,45	3,13	13,5	0,113	0,33
30	230	1,11	1,134	3,995*	0,383*	0,48*
33	300	1,01	1,026	2,25	0,68	0,86
42	300	0,79	1,026	2,25	0,68	0,972

* Значення $R_{ac,min.}$ відповідає максимальній вихідній напрузі і K_{max} .

Обравши значення резонансної ємності 0,94 мкФ при частоті резонансу $F_r = 110,7$ кГц отримаємо значення резонансної індуктивності $L_r = 2,2$ мкГн і при $m = 10,1$ значення індуктивності намагнічування трансформатора $L_m = 20$ мкГн.

2.2 Розробка принципової електричної схеми DC-DC перетворювача.

На рис. 3 представлена функціональна схема DC-DC перетворювача. Напруга фотоелектричного модуля надходить на вхід DC-DC перетворювача. Формування параметрів перетворювача і перемикання транзисторів здійснюється за допомогою цифрового мікроконтролера МС. Сигнал керування на затвори транзисторів VT1 – VT4 надходить з МС через драйвери Dг.1 – Dг.4. Транзистори в межах кожного плеча моста перемикаються синхронно. Живлення драйверів і мікроконтролера здійснюється через стабілізований знижуючий перетворювач постійної напруги власних потреб. МС вимірює вихідний сум ФЕМ за допомогою шунта R3 і підсилювача, вихідну напругу ФЕМ через дільник на резисторах R1 – R2. МК на виходах G1 та G2 формує два протифазних меандри для перемикання транзисторів з необхідною частотою і час затримки між перемиканнями діагоналей моста («мертвий» час). Напруга середньої точки напівмоста транзисторів VT1 та VT2 використовується при визначенні адаптивного «мертвого» часу (мінімально

достатнього) для максимальної ефективності перетворювача, через дільник на резисторах R4 та R5 поступає в компаратор МС. Додаткова обмотка трансформатора N3, підключена до випрямного мосту VD1, служить для контролю вихідної напруги і, спільно з сигналом напруги середньої точки напівмоста, бере участь в алгоритмі детектування наближення до ємнісного характеру струму резонансного LLC кола. Детектування наближення до ємнісного характеру струму резонансного кола вкрай необхідно при запуску перетворювача, а також при відносно різких змінах величини напруги на вихідному перетворювачі – мережі постійного струму 600 – 700 В.

Резонансне LLC коло утворене дроселем L1, конденсатором C1 і трансформатором T1. Резонансна індуктивність включає в себе індуктивність дроселя L1 та індуктивність розсіювання трансформатора T1. Вихідна напруга з трансформатора надходить на випрямляч, утворений доданими мостом VD2 і конденсатором C3. Вихідна напруга випрямляча є вихідною напругою перетворювача.

Відстеження точки максимальної потужності ФЕМ здійснюється мікроконтролером за алгоритмом «Збурення і спостереження» [6]. Мікроконтролер обчислює вхідну потужність перетворювача, далі на невелику величину змінює вхідний опір зміною частоти комутації транзисторів, внаслідок чого змінюється вхідна напруга і обчислює потужність, якщо потужність збільшується – контролер продовжує змінювати напругу в цьому ж напрямку, поки потужність не перестане збільшуватися. Цифрове керування перетворювачем дозволяє здійснювати алгоритм відстеження точки максимальної потужності «Збурення і спостереження», формування адаптивного «мертвого» часу, детектування струму ємнісного характеру в навантаженні моста. За допомогою мікроконтролера стає можливою реалізація інформаційної кабельної або бездротової мережі, наприклад, RS-485 або ZigBee, для моніторингу параметрів ФЕМ та перетворювачів, надання оперативної інформації про несправності, тощо.

2.3 Принципова схема DC-DC перетворювача.

Перетворювач складається з трьох функціональних блоків.

Джерело живлення власних потреб (ДВП) призначене для формування стабілізованої напруги живлення 3,3 В і напруги живлення драйверів транзисторів перетворювача 12 В. ДВП складається з двох послідовних каскадів понижуючих імпульсних перетворювачів постійної напруги без гальванічної розв'язки. ДВП має високу ефективність і стабілізує вихідну напругу в широкому діапазоні вхідної напруги.

Контролер. В якості мікроконтролера використовується 32 розрядний ARM Cortex M-4. Сигнали зворотного зв'язку після перетворення рівнів і фільтрації надходять в АЦП мікроконтролера. Сигнал струму з шунта посилюється диференціальним підсилювачем до необхідного рівня і далі надходить в АЦП. На мікросхемі DA6 виконане джерело опорної напруги АЦП. Компаратори виконані на швидкодіючих інтегральних мікросхемах LMV7235M5. Сигнали керування транзисторами надходять до кола G1 та G2 на входи драйверів.

Таблиця 3

Параметри втрат потужності і ККД, розраховані для СВП з використанням DC-DC перетворювача

I_{FEM} , А	$P_{loss.FEM-DC}$, Вт	$P_{loss.DC}$, Вт	$P_{loss.DC-Inv}$, Вт	$P_{loss.Inv}$, Вт	ККД $_{SVP}$, %
7,68	0,57	10,72	4,78	351,86	92,68
8,45	0,69	11,83	5,92	388,35	92,66
9,21	0,82	12,94	6,84	424,83	92,63
9,98	0,96	14,06	8,24	461,52	92,61
10,76	1,11	15,21	9,72	499,36	92,59
11,54	1,27	16,34	10,92	536,37	92,57
12,29	1,45	17,48	12,64	573,68	92,54
13,03	1,64	18,58	14,46	609,94	92,52
13,83	1,84	19,57	15,92	642,34	92,49
14,60	2,05	20,45	17,46	671,29	92,46
15,33	2,27	21,27	18,48	697,98	92,44

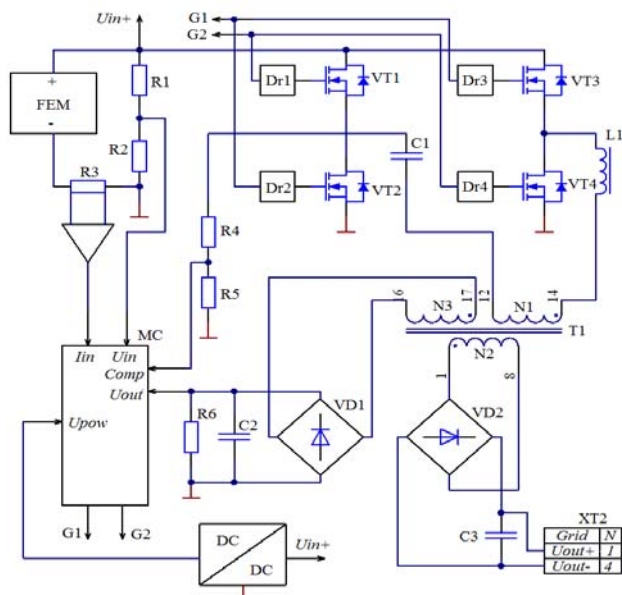


Рис. 3. Функціональна електрична схема DC-DC перетворювача

Перетворювач складається з: чотирьох транзисторів MOSFET VT1 – VT4; двох драйверів напівмоста на мікросхемах DA7, DA8; конденсаторів кола живлення; резонансного кола RLC на дроселі L4, трансформатору T1, конденсаторів C46, C47; сигнального випрямляча на діодах VD – VD12; вихідного випрямляча на діодах VD13 – VD16 і конденсаторах C52, C53. В якості транзисторного моста застосовані високошвидкісні MOSFET транзистори з низьким зарядом затвора і опором відкритого каналу 2,8 мОм. У вхідному випрямлячі застосовані діоди на основі карбіду кремнію, що дозволяє помітно підвищити ефективність в області частот перемикання транзисторів вище значення резонансної частоти, за рахунок відсутності втрат на зворотне відновлення діодів на основі карбіду кремнію.

3. Аналіз роботи системи відбору потужності з використанням DC-DC перетворювача.

До істотного зниження втрат потужності [7] в СВП може привести використання в її складі розроблених раніше DC-DC перетворювачів, які дозволять знизити струми, що протікають всередині СВП і, відповідно, пропорційно квадрату струму, знизити втрати потужності. У разі розробки СВП із застосуванням DC-DC перетворювачів, система буде розділена на наступні ділянки, на яких будуть спостерігатися втрати в СВП:

- ділянка кабельного з'єднання ФЕМ та DC-DC перетворювача ($P_{loss.FEM-DC}$);
- безпосередньо DC-DC перетворювач ($P_{loss.DC}$);
- ділянка кабельного з'єднання DC-DC перетворювача і інвертора ($P_{loss.DC-Inv}$);
- інвертор ($P_{loss.Inv}$).

Розраховані втрати для кожної з наведених ділянок та розрахований ККД СВП (ККД $_{SVP}$) в залежності від струму ФЕМ (I_{FEM}) наведені в табл. 3 та на рис. 4.

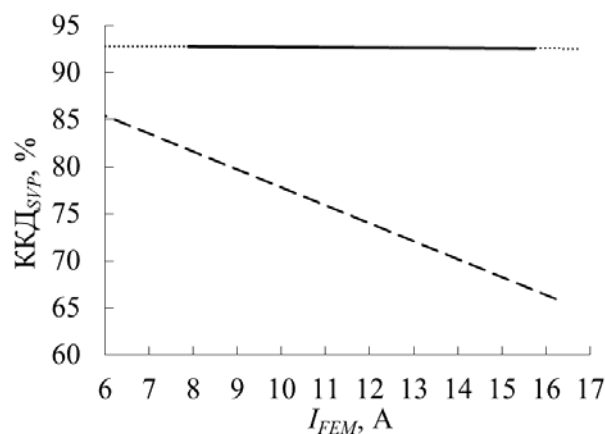


Рис. 4. Залежність розрахованої величини ККД СВП ФЕС з використанням DC-DC перетворювачів (суцільна лінія) в порівнянні з ФЕС без DC-DC перетворювачів (пунктирна лінія)

Висновки.

1. За результатами експериментального дослідження роботи фотоенергетичних модулів від інтенсивності падаючого сонячного випромінювання встановлено, що при потужності випромінювання 1700 Вт/м² досліджені ФЕМ досягають максимального ККД в 16,89 %, а максимальна потужність, що виробляється фотоенергетичними модулями досягає 419 Вт, що в 1,7 рази перевершує зазначену величину, характерну для класичних сонячних панелей

2. На основі експериментальних даних проведено розрахунок резонансного кола DC-DC перетворювача для використання у складі високовольтної системи відбору потужності фотоелектричної станції і параметрів його роботи. Основними особливостями розробленої принципової електричної схеми DC-DC перетворювача є використання схеми регульованого мостового резонансного перетворювача дозволяє із застосуванням цифрового керування, що дозволяє досягти ефективності перетворення до 95,8 %.

3. Проведений аналіз роботи системи відбору потужності фотоелектричної станції із застосуванням розроблених DC-DC перетворювачів показав, що ККД

такої системи в широкому діапазоні освітленості ФЕМ знаходиться на рівні 92 %, що значно більше, ніж для класичних систем відбору потужності, ефективність яких знаходиться на рівні 70 %.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Kriukov Yu.A., Zaitsev A.Ye., Feshchenko A.A., Gorshkov A.V. Influence of operating temperature on efficiency of silicon photovoltaic devices // *International Journal of Applied Engineering Research*. – 2015. – vol.10. – no.15. – pp. 35446-35450.
2. Rozanov Yu.K., Baranov N.N., Antonov B.M., Efimov E.N., Solomatin A.V. Power electronics in systems with non-traditional power sources // *Electrical Technology Russia*. – 2002. – no.3. – pp. 20-28.
3. Мелёшин В., Овчинников Д. Управление транзисторными преобразователями электроэнергии. – М.: «Техносфера», 2011. – 576 с.
4. Yilei Gu, Lijun Hang, Huirning Chen, Jun Li, Zhaoming Qian, Jun Li. A simple structure of LLC resonant DC-DC converter for multi-output applications // *Twentieth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*. – 2005. – vol.3. – pp.1485-1490. doi: 10.1109/apec.2005.1453229.
5. Abdel-Rahman S. Resonant LLC converter: Operation and Design 250W 33Vin 400Vout Design Example // *Infineon Technologies Application Note AN 2012-09 V1.0*, 2012.
6. Freeman D. Introduction to photovoltaic systems maximum power point tracking // *Texas Instruments Application Report SLVA446*, 2010.
7. Богатырев Н.И., Григораш О.В., Курзин Н.Н., Стрелков Ю.И., Тельнов Г.В., Тропин В.В. Преобразователи электрической энергии: основы теории, расчета и проектирования. Учеб. пособ. для вузов. под ред. Н.И. Богатырева. – Краснодар: БИ, 2002. – 358 с.

REFERENCES

1. Kriukov Yu.A., Zaitsev A.Ye., Feshchenko A.A., Gorshkov A.V. Influence of operating temperature on efficiency of silicon photovoltaic devices. *International Journal of Applied Engineering Research*, 2015, vol.10, no.15, p.35446-35450.
2. Rozanov Yu.K., Baranov N.N., Antonov B.M., Efimov E.N., Solomatin A.V. Power electronics in systems with non-traditional power sources. *Electrical Technology Russia*, 2002, no.3, pp. 20-28.
3. Melyoshin V., Ovchinnikov D. *Upravlenie tranzistornymi preobrazovatelyami elektroenergii* [Management transistor power converters]. Moscow, Technosfera Publ., 2011. 576 p. (Rus).
4. Yilei Gu, Lijun Hang, Huirning Chen, Jun Li, Zhaoming Qian, Jun Li. A simple structure of LLC resonant DC-DC converter for multi-output applications. *Twentieth Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*, 2005, vol.3, pp.1485-1490. doi: 10.1109/apec.2005.1453229.
5. Abdel-Rahman S. Resonant LLC converter: Operation and Design 250W 33Vin 400Vout Design Example. *Infineon Technologies Application Note AN 2012-09 V1.0*, 2012.
6. Freeman D. Introduction to photovoltaic systems maximum power point tracking. *Texas Instruments Application Report SLVA446*, 2010.
7. Bogatyrev N.I., Grigorash O.V., Kurzin N.N., Strelkov Yu.I., Telnov G.V., Tropin V.V. *Preobrazovateli elektricheskoy energii: osnovyi teorii, rascheta i proektirovaniya* [Converters of electric power: the basic theory, calculation and design]. Krasnodar, BI Publ., 2002. 358 p. (Rus).

Поступила (received) 21.01.2015

Зайцев Роман Валентинович¹, к.т.н., доц.,
Кириченко Михайло Валерійович¹, к.т.н., с.н.с.,
Холод Андрій Володимирович², пров. інж.,
Зайцева Лілія Василівна³, к.т.н., ст. викл.,
Прокопенко Дмитро Сергійович¹, магістрант,
Хрипунов Геннадій Семенович¹, д.т.н., проф.,

¹ Національний технічний університет

«Харківський політехнічний інститут»,

61002, Харків, вул. Кирпичова, 21,

e-mail: zaitsev.poman@gmail.com, kirichenko.mv@gmail.com

² Приватне акціонерне товариство «ЕЛАКС»,

61085, Харків, вул. Ак. Проскури, 1, корп. 12,

e-mail: underholod@mail.ru

³ Національний аерокосмічний університет

ім. М.С. Жуковського «Харківський авіаційний інститут»,

61000, Харків, вул. Чкалова, 17

R.V. Zaitsev¹, M.V. Kyrychenko¹, A.V. Kholod², L.V. Zaitseva³,
D.S. Prokopenko¹, G.S. Khrypunov¹

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
21, Kyrpichova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Company «ELAKS»,

1, build. 12, Ac. Proskura Str., Kharkiv, 61085, Ukraine.

³ Zhukovsky National Aerospace University «Kharkiv Aviation Institute»,

17, Chkalova Str., Kharkiv, 61000, Ukraine.

Calculation of operating parameters of high-voltage power take-off system for the photovoltaic facility.

Purpose. To ensure maximum production of electric power by photovoltaic facilities, in addition to using highly efficient photovoltaic modules equipped with solar radiation concentrators must use a highly effective power take-off system. This paper is inscribed to solving the problem of a highly efficient and economic power take-off system development. **Methodology.** To solving the problem, we implemented three stages. On the first stage examines the dependence of electrical power from the intensity of the incident solar radiation. Based on this, the second stage is calculated the DC-DC converter resonant circuit and its working parameters, and developed circuit diagram of DC-DC converter. On the third stage, we carry out an analysis of power take-off system with step up DC-DC converter working. **Results.** In this paper, we carry out the analysis of working efficiency for photovoltaic facility power take-off system with step-up boost converter. The result of such analysis show that the efficiency of such system in a wide range of photovoltaic energy module illumination power is at 0.92, whereas the efficiency of classic power take-off systems does not exceed 0.70. Achieved results allow designing a circuit scheme of a controlled bridge resonant step-up converter with digital control. Proposed scheme will ensure reliable operation, fast and accurate location point of maximum power and conversion efficiency up to 0.96. **Originality.** Novelty of proposed power take-off system solution constitute in implementation of circuit with DC-DC converters, which as it shown by results of carrying out modeling is the most effective. **Practical value.** Practical implementation of proposed power take-off system design will allow reducing losses in connective wires and increasing the efficiency of such a system up to 92.5% in wide range of photovoltaic energy modules illumination. References 7, tables 3, figures 4.

Key words: photovoltaic module, step-up converter, power take-off system, photovoltaic facility, efficiency.

В.С. Петрушин

МЕТОДИЧЕСКОЕ, ПРОГРАММНОЕ И ЛАБОРАТОРНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ИННОВАЦИОННОЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ДИСЦИПЛИНЫ

Пропонується інноваційна електротехнічна дисципліна «Електричні машини в мехатронних системах». Обґрунтовується необхідність вивчення дисципліни студентами електротехнічної спеціальності. Наведено розділи та об'єм дисципліни, а також методичне, програмне та лабораторне забезпечення, яке сприяє якісному засвоєнню навчального матеріалу. Перераховані розроблені заходи і методичні вказівки до розрахунково-графічних робіт даної дисципліни. Бібл. 11.

Ключові слова: інноваційна електротехнічна дисципліна, розділи навчальної дисципліни, методичні вказівки до розрахунково-графічних робіт.

Предлагается инновационная электротехническая дисциплина «Электрические машины в мехатронных системах». Обосновывается необходимость изучения дисциплины студентами электротехнической специальности. Приведены разделы и объем дисциплины, а также методическое, программное и лабораторное обеспечение, способствующее качественному усвоению учебного материала. Перечислены разработанные мероприятия и методические указания к расчетно-графическим работам данной дисциплине. Библ. 11.

Ключевые слова: инновационная электротехническая дисциплина, разделы учебной дисциплины, методические указания к расчетно-графическим работам.

В настоящее время учебный процесс, касающийся большинства технических специальностей, в том числе электротехнической, не поспевает за стремительным развитием промышленности. Для устранения этого недостатка целесообразно введение в учебный процесс актуальных дисциплин, наиболее отвечающих потребностям сегодняшнего дня, в частности дисциплины «Электрические машины в мехатронных системах». Разделами дисциплины являются: полупроводниковые преобразователи мехатронных систем; особенности работы асинхронных двигателей в регулируемых электроприводах, вентильные двигатели, проектирование регулируемых асинхронных и вентильных двигателей, работа двигателей постоянного тока в регулируемых электроприводах, трансформаторы для мехатронных систем, особенности работы синхронных генераторов на преобразовательную нагрузку.

Использование регулируемых электроприводов (РЭП), являющихся базой современных высоких технологий, во всех отраслях промышленности и на транспорте дает возможность совершенствовать технологические процессы, обеспечивает комплексную механизацию и автоматизацию производства, способствует повышению качества выпускаемой продукции, снижению её себестоимости, росту производительности труда, повышению надежности и срока службы оборудования. Широкое применение РЭП привело к тому, что современный электропривод является не только энергосиловой основой, позволяющей обеспечить производственные механизмы необходимой механической энергией, но и средством управления технологическими процессами, так как задачи по реализации качества производственных процессов в настоящее время в большинстве случаев возлагаются на системы управления регулирующими электроприводами в сочетании с системами технологической автоматики. Особое значение имеют энергосберегающие аспекты использования РЭП. В связи с возрастанием цен на энергоносители, в частности на электроэнергию, и ограниченными возможностями увеличения мощности энергогенерирующих установок проблема

энергосбережения, в том числе снижения электропотребления, приобретает особую актуальность. Энергосбережение стало одним из приоритетных направлений технической политики во всех развитых странах мира. Это связано, во-первых, с ограниченностью и невозобновляемостью основных энергоресурсов, во-вторых, с непрерывно возрастающими сложностями их добычи и стоимостью, в третьих с глобальными экологическими проблемами.

Электромеханические системы с регулирующими асинхронными (АД) и вентильными (ВД) двигателями, в которых осуществляется объединение энергетических и информационных процессов, обеспечивают максимальное использование возможностей и достижений электроники для осуществления преобразования электрической энергии в механическую. При этом достигается увеличение ресурса работы оборудования, уменьшение эксплуатационных потерь, высокая надежность работы.

Недостаточное знание особенностей работы основного звена регулируемого электропривода – АД или ВД – не позволяет совершенствовать электропривод за счет модернизации этого звена. Всесторонний анализ работы АД и ВД в системах РЭП на основе системного подхода и методов системного анализа дает возможность проектировать специальные регулируемые АД и ВД с улучшенными регулировочными, пусковыми, динамическими и виброакустическими показателями, сниженными массогабаритностойкими характеристиками. Потребность в специалистах, владеющих знаниями, приобретенными в процессе изучения дисциплины, наблюдается во всех областях промышленности и транспорта, где применяются устройства электромеханического преобразования энергии. Особое влияние предполагается в электротехнической промышленности, осуществляющей проектирование и производство рассматриваемых двигателей [1].

Предлагаемый проект касается учебной реформы, способствующей интенсификации учебного

процесса, в части разработки курсов для степени бакалавра. Учебная дисциплина «Электрические машины в мехатронных системах» может быть введена в учебный процесс на основе принципов, предусмотренных Европейской кредитно-трансферной системой (ECTS). Формирование индивидуального учебного плана студента предусматривает возможность выбора этой дисциплины, соответственно структурно-логической схеме подготовки специалистов. Учебная нагрузка по данной дисциплине составляет четыре кредита ECTS в течение одного семестра. Она предусматривает 30 часов лекционных занятий, 15 часов лабораторных занятий. В процессе изучения этой дисциплины студенты выполняют самостоятельную курсовую работу. Контроль усвоения учебного материала осуществляется с использованием современных методов и способов и регистрируется оценками шкалы ECTS. Дисциплина может преподаваться в традиционном режиме и в дистанционном режиме.

Современные технологии обучения должны быть приспособлены к новым принципам организации учебного процесса, обеспечивающих за счет введения в него проблем промышленности повышение уровня подготовки студентов к инженерной деятельности. В состав основных средств должны входить мероприятия по разработке и реализации информационных образовательных технологий, развитию научно-исследовательской и научно-технической деятельности в системе образования. Инновационная техническая дисциплина должна быть обеспечена современными методическими и программными разработками, позволяющими проведение не только очного, но и заочного, дистанционного, последипломного обучения. Использование европейских образовательных тенденций в Украине позволит приблизить национальные стандарты преподавания к стандартам европейского образования. Одним из результатов является установление рабочих связей между учебной деятельностью, научными исследованиями, производственной и социальной практикой.

Для решения вышеуказанного было осуществлено следующее:

- выполнено становление (разработка) инновационной технической дисциплины, учебным материалом которой является наиболее актуальнейшая тематика, и злободневность которой подтверждается новейшими достижениями в электротехнической отрасли. Актуальность дисциплины «Электрические машины в мехатронных системах» подтверждается широким использованием РЭП во всех отраслях промышленности и на транспорте для рационального управления технологическими процессами при минимизации потребления энергоресурсов;

- осуществлена разработка структуры интерактивного учебно-тренажерного комплекса по данной инновационной дисциплине, представляющего собой компьютерное средство обучения в виде программного и методического обеспечения, а также баз данных и знаний и состоящего из функционально связанных систем мультимедийного обучения, интерактивного обучения, автоматизированного контроля процесса обучения;

- выполнена разработка мультимедийной системы обучения, содержащей электронные учебники и учебно-методические пособия по курсу в виде аудиовизуальной информации, а также различные справочные руководства;

- осуществлена разработка системы интерактивного обучения, представляющей собой компьютерный тренажер, с помощью которого можно выполнять ряд расчетно-графических (анализ работы серийных общепромышленных АД в различных системах регулируемого ЭП, проектирование специальных регулируемых АД и ВД для работы в РЭП) и виртуальных лабораторных работ по исследованию особенностей работы АД и ВД в различных системах РЭП. Для выполнения системы интерактивного обучения разработано многоуровневого программного обеспечения, позволяющего проводить анализ электромагнитных электромеханических, энергетических, тепловых, механических, виброакустических процессов в двигателях и на базе этого анализа осуществлять автоматизированный выбор и оптимизационное проектирование двигателей РЭП. Обеспечена возможность связи разработанного программного обеспечения с другими распространенными и используемыми в промышленности вычислительными средствами;

- выполнена разработка системы автоматизированного контроля, которая служит для проведения входного, текущего и итогового контролей и включает в себя тестирующие программы, базы данных тестовых вопросов-ответов, регистрационно-учетный журнал, временную статистику обучения в наглядной форме;

- разрабатывается обеспечение поддержки индивидуальных образовательных траекторий, использование в системе открытого дистанционного образования в режиме удаленного доступа через глобальную сеть Internet, обладающего интерактивностью и дифференцированным подходом к обучению;

- возможно качественное обучение этой инновационной технической дисциплиной всех желающих, доступ всех желающих к методическим и программным материалам;

- возможно формирование активного диалога между пользователями в рамках изучения данной дисциплины и сообществ, проявляющих интерес к данной технической дисциплине;

- может быть обеспечен обмен данными и знаниями, необходимыми для новых учебных и исследовательских подходов, для представления и распространения результатов, подготовки научных докладов.

Программа DIMAS-Drive [2] выполняет математическое моделирование физических (электромагнитных, электромеханических, тепловых, механических, виброакустических) процессов в статических и динамических режимах в асинхронных двигателях регулируемых электроприводов с согласующими трансформаторами и редукторами, с полупроводниковыми преобразователями, отличающимися типами, видами и способами регулирования, законами частотного управления. Математические модели учитывают конструктивные особенности двигателей (закрытое и защищенное исполнения) и их систем охлаждения (самоохлаждение и независимое охлаждение, вентиля-

ционные каналы), конструкцию короткозамкнутых роторов. Учитывается влияние на физические процессы насыщения магнитной цепи, вытеснения токов в обмотках, наличие высших пространственно-временных гармоник. Рассматриваются механических и виброакустических показателей в динамических режимах. На основании многократного целенаправленного моделирования с учетом характера, величины и режима работы нагрузки в определенном диапазоне регулирования осуществляется проектирование (структурная и параметрическая оптимизации) специальных регулируемых асинхронных двигателей при разных постановках задач (проектирование на заданный диапазон регулирования, проектирование с учетом продолжительности работы на конкретных частотах вращения, проектирование на заданную тахограмму с учетом переходов).

Разработаны методические указания [3-11]: к лабораторным работам на экспериментальных стендах либо к виртуальным лабораторным работам; к расчетно-графическим работам: исследование электро-механических и энергетических характеристик регулируемых асинхронных двигателей; анализ теплового состояния регулируемых асинхронных двигателей; анализ виброакустических показателей регулируемых асинхронных двигателей; исследование эксплуатационных характеристик электроподвижного состава с тяговыми асинхронными двигателями; анализ работы вентиляльно-реактивных двигателей.

Выполнение студентами лабораторных работ на экспериментальных стендах либо виртуальных лабораторных работ по исследованию характеристик двигателей и приводов при фазовом и частотном регулировании дает возможность закрепить на практике теоретические положения.

Знания, приобретенные в результате изучения дисциплины «Электрические машины в мехатронных системах» могут быть использованы при выполнении выпускных работ на уровнях бакалавра и магистра.

Выполнение большого числа учебных проектов (тяговые асинхронные двигатели магистральных электропоездов и городского электротранспорта, двигателей насосных и вентиляционных установок регулируемой производительности, конвейеров и транспортеров, рольгангов, редукторных и безредукторных лифтовых лебедок и т.д.) показало, что в результате проектирования удалось снизить мощность требуемых частотных преобразователей и уменьшить габариты двигателей при неизменных мощностях или увеличить их мощность при неизменных габаритах при согласовании настроек преобразователя и проектировании двигателей под эти настройки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: Учебное пособие. – Одесса: Наука и техника, 2006. – 320 с. (<https://books.google.com/books?isbn=966833549x>).
2. Петрушин В.С., Рябинин С.В., Якимец А.М. Программный продукт «DIMASDrive». Программа анализа работы, выбора и проектирования асинхронных короткозамкнутых двигателей систем регулируемого электропривода (свидетельство о регистрации программы ПАН№4065). – К.: Государственный департамент интеллектуальной собственности, 26.03.2001.

3. Петрушин В.С., Якимец А.М. Методичні вказівки до розрахунково-графічної роботи з дисципліни «Електричні машини в регульованому приводі» для студентів напрямку «Електромеханіка». Одеса: ОНПУ, 2007. – 33 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=7556>).

4. Петрушин В.С., Якимец А.М., Лисенко С.І. Методичні вказівки до розрахунково-графічної роботи з дисципліни «Електромеханотроніка». Одеса: ОНПУ, 2008. – 13 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=10594>).

5. Петрушин В.С., Якимец А.М., Груша А.В. Методичні вказівки до лабораторних робіт з дослідження характеристик асинхронних двигунів при фазовому та частотному регулюваннях з дисципліни «Електричні машини в регульованому приводі» для спеціалістів і магістрів за фахом «Електричні машини та апарати» та «Електричний транспорт». Одеса: ОНПУ, 2008. – 34 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=1945>).

6. В.С. Петрушин, А.М. Якимец, М.П. Барбіягра. Методичні вказівки до лабораторних робіт з дослідження теплових характеристик асинхронних двигунів з дисципліни «Теплові та вентиляційні розрахунки електричних машин» для спеціалістів і магістрів за фахом «Електричні машини та апарати» та «Електричний транспорт». Одеса: ОНПУ, 2011. – 28 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=15442>).

7. Петрушин В.С., Якимец А.М. Методичні вказівки до лабораторних робіт з дослідження характеристик асинхронних двигунів при живленні від частотного перетворювача з різними налаштуваннями з дисципліни «Електромеханотроніка» для магістрів за фахом «Електричні машини та апарати» та «Електричний транспорт». Одеса: ОНПУ, 2011. – 25 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=15445>).

8. Петрушин В.С., Якимец А.М., Пірковський С.М. Методичні вказівки до розрахунково-графічної роботи з дисципліни «Основи електричної тяги» для студентів напрямку «Електромеханіка». Одеса: ОНПУ, 2012. – 36 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=17537>).

9. Петрушин В.С. Методичні вказівки до розрахунково-графічної роботи з дисципліни «Вібрація та шум електричних машин» для студентів напрямку «Електромеханіка». Одеса: ОНПУ, 2015. – 27 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=25120>).

10. Римша В.В., Якимец А.М. Моделювання вентиляльно-реактивних двигунів. Дослідження характеристик. Методичні вказівки до виконання розрахунково-графічної роботи при підготовці фахівців за напрямком 0922 - «Електромеханіка». ОДЕСА: ОНПУ, 2006. – 26 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=6923>).

11. Петрушин В.С. Методичні вказівки до віртуальних лабораторних робіт з дослідження характеристик асинхронних двигунів при фазовому та частотному регулюваннях з дисципліни «Електричні машини в регульованому приводі» для спеціалістів і магістрів за фахом «Електричні машини та апарати» та «Електричний транспорт». Одеса: ОНПУ, 2016. – 19 с. (<http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iframe?mId=26860>).

REFERENCES

1. Petrushin V.S. *Asinhronnye dvigateli v reguliruemom elektroprivode: Uchebnoe posobie* [Induction motors in adjustable electric: Textbook]. Odessa, Nauka i tehnika Publ., 2006. 320 p. (Rus). Available at: <https://books.google.com/books?isbn=966833549x>.

2. Petrushin V.S., Rjabinin S.V., Yakimets, A.M. *Programmyj produkt «DIMASDrive». Programma analiza raboty, vybora i proektirovaniya asinhronnykh korotkozamknutykh dvigatelej sistem reguliruemogo elektroprivoda* [Program performance analysis, selection and design of asynchronous cage motors controlled drive systems]. Patent UA, no.4065. (Ukr).
3. Petrushin V.S., Yakimets, A.M. *Metodichni vkazivki do rozrakhunkovo-grafichnoi roboti z distsiplini «Elektrichni mashini v regul'ovanomu privodi» dlia studentiv napriamku «Elektromekhaniki»* [Guidance for calculation-graphic work on the subject «Electric machines in a regulated drive» for students of direction «Electromechanics»]. Odesa, ONPU Publ., 2007. 33 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=7556>.
4. Petrushin V.S., Yakimets A.M., Lysenko S.I. *Metodichni vkazivki do rozrakhunkovo-grafichnoi roboti z distsiplini «Elektromekhanotronika»* [Guidance for calculation-graphic work on the subject «Elektromekhanotronika»]. Odesa, ONPU Publ., 2008. 13 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=10594>.
5. Petrushin V.S., Yakimets A.M., Grusha A.V. *Metodichni vkazivki do laboratornikh robot z doslidzhennia kharakteristik asinkhronnikh dviguniv pri fazovomu ta chastotnomu reguliuvanniakh z distsiplini «Elektrichni mashini v regul'ovanomu privodi» dlia spetsialistiv i magistriv za fakhom «Elektrichni mashini ta aparati» ta «Elektrichnii transport»* [Guidance for laboratory works on research performance phase asynchronous motors with frequency regulation and discipline «Electric machines in a regulated drive « for specialists and masters in the specialty «Electrical machines and apparatus « and «Electric transport»]. Odesa, ONPU, Publ., 2008. 34 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=11945>.
6. Petrushin V.S., Yakimets A.M., Barbiniagra M.P. *Metodichni vkazivki do laboratornikh robot z doslidzhennia teplovikh kharakteristik asinkhronnikh dviguniv z distsiplini «Teplovi ta ventilatsiini rozrakhunki elektrichnikh mashin» dlia spetsialistiv i magistriv za fakhom «Elektrichni mashini ta aparati» ta «Elektrichnii transport»* [Guidance for laboratory works on the study of thermal characteristics of asynchronous motors with the subject «Heating and ventilation calculations electric machines» for specialists and masters in specialty «Electrical machines and apparatus» and «Electric Transport»]. Odesa, ONPU Publ., 2011. 28 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=15442>.
7. Petrushin V.S., Yakimets A.M. *Metodichni vkazivki do laboratornikh robot z doslidzhennia kharakteristik asinkhronnikh dviguniv pri zhivlenni vid chastotnogo peretvoriuvacha z riznimi nalashuvanniami z distsiplini «Elektromekhanotronika» dlia magistriv za fakhom «Elektrichni mashini ta aparati» ta «Elektrichnii transport»* [Guidance for laboratory works on research performance asynchronous motors with power from the frequency converter with different settings on discipline «Elektromekhanotronika» for masters in specialty «Electrical machines and apparatus» and «Electric Transport»]. Odesa, ONPU Publ., 2011. 25 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=15445>.
8. Petrushin V.S., Yakimets A.M., Pirkovskii S.M. *Metodichni vkazivki do rozrakhunkovo-grafichnoi roboti z distsiplini «Osnovi elektrichnoi tiagi» dlia studentiv napriamku «Elektromekhaniki»* [Guidance for calculation-graphic work on the subject «Fundamentals of electric traction» for students of direction «Electromechanics»]. Odesa, ONPU Publ., 2012. 36 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=17537>.
9. Petrushin V.S. *Metodichni vkazivki do rozrakhunkovo-grafichnoi roboti z distsiplini «Vibratsiia ta shum elektrichnikh mashin» dlia studentiv napriamku «Elektromekhaniki»* [Guidance for calculation-graphic work on the subject «The vibration and noise of electrical machines» for students of direction «Electromechanics»]. Odesa, ONPU Publ., 2015. 27 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=25120>.
10. Rymsha V.V., Yakimets A.M. *Modeliuvannia ventil'no-reaktivnikh dviguniv. Doslidzhennia kharakteristik. Metodichni vkazivki do vikonannia rozrakhunkovo-grafichnoi roboti pri pidgotovtsi fakhivtsiv za napriamkom 0922 – «Elektromekhanika»* [Simulation of valve-jet engines. Research characteristics. Guidance for calculation-graphic work at the direction of training 0922 – «Electromechanics»]. Odesa, ONPU Publ., 2006. 26 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=6923>.
11. Petrushin V.S. *Metodichni vkazivki do virtual'nikh laboratornikh robot z doslidzhennia kharakteristik asinkhronnikh dviguniv pri fazovomu ta chastotnomu reguliuvanniakh z distsiplini «Elektrichni mashini v regul'ovanomu privodi» dlia spetsialistiv i magistriv za fakhom «Elektrichni mashini ta aparati» ta «Elektrichnii transport»* [Guidance for virtual lab works on research performance phase asynchronous motors with frequency regulation and discipline «Electric cars drive in a regulated» for specialists and masters in «Electrical machines and apparatus» and «Electric Transport»]. Odesa, ONPU Publ., 2016. 19 p. (Ukr). Available at: <http://memos.library.opu.ua:8080/memos/jsp/materials.iface?mId=26860>.

Поступила (received) 17.03.2016

Петрушин Виктор Сергеевич, д.т.н., проф.,
Одесский национальный политехнический университет,
65044, Одесса, пр. Шевченко, 1,
тел./phone +380 048 7058494, e-mail: victor_petrushin@ukr.net

V.S. Petrushin
Odessa National Polytechnic University,
1, Shevchenko Avenue, Odessa, 65044, Ukraine.

Methodics, software and laboratory equipment for an innovative electrical engineering discipline.

Purpose. Development of innovative electrical engineering discipline «Electric Machines in Mechatronic Systems» in order to improve the training of specialists of electrical engineering specialty. **Methodology.** The proposed project concerns the educational reforms that promote the intensification of the educational process. **Results.** The structure of interactive educational and training complex, which is a computer learning tool in the form of software and methodical support, as well as data and knowledge bases and consists of functionally related multimedia learning systems, interactive learning, automated control of the learning process. **Originality.** To offer online training and research facilities, guidelines for laboratory and computational and graphic works. **Practical value.** Increase the knowledge of students of educational material related to the discipline of innovation «Electric Machines in Mechatronic Systems». References 11.

Key words: innovative electrical engineering discipline, sections of the academic discipline, guidelines for calculation and graphic works.